

Arne Stevelin Hjelle Strand

# Vern av transformatorer i distribusjonsnettene mot lynoverspenninger

Masteroppgave i Energi og Miljø

Veileder: Hans Kristian Høidalen. Medveileder: Bjørn Gustavsen

Januar 2020

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





Arne Stevelin Hjelle Strand

# **Vern av transformatorer i distribusjonsnettet mot lynoverspenninger**

Masteroppgave i Energi og Miljø

Veileder: Hans Kristian Høidalen. Medveileder: Bjørn Gustavsén

Januar 2020

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet

Fakultet for informasjonsteknologi og elektroteknikk

Institutt for elkraftteknikk



Kunnskap for en bedre verden



# Sammendrag

Transformatorer i distribusjonsnettet er spesielt utsatt for lynoverspenninger, og havari på grunn av lyn er en hyppig avbruddsårsak. Det norske distribusjonsnettet består i stor grad av transformatorer med isolerte nullpunkt, noe det ikke har vært laget modeller for simulering av overspenningsforløp på. I forskningsprosjektet ProTrafo har Bjørn Gustavsen, sjefforsker ved SINTEF Energi, høsten 2019 utviklet en slik modell for en 11 kV- 0.23 kV transformator. Denne modellen ble brukt sammen med egenutviklede modeller av vern i simuleringer av et eksempelnett i ATPDraw. Oppgaven svarer på hvordan distribusjonstransformatorer bør vernes mot lynoverspenninger, ved å gjøre flere tilnærminger. Først ble det utført laboratorietester på gnistgap og nullpunktsikring fra El-Tjeneste. Gnistgapet ble testet med lynimpuls for gapavstander på 5, 6, 8, 10 og 11.4 cm. Deretter ble modeller for gnistgap og nullpunktsikring laget ved hjelp av kurvetilpassing, og modellene ble deretter validert. Til slutt ble ulike vernkombinasjoner sammenlignet i simuleringer for et 20 kA direkte lynnedslag i en høyspentlinje 200 meter unna en transformator.

Resultatene viste at en kombinasjon av HS-avledere og LS-avledere var nødvendig for å oppnå tilstrekkelig vern. Bruk av LS-avledere bør anbefales selv for transformatorer tilknyttet LS-kabelnett. Gnistgap i nabomast ble funnet å gi noe tilleggbeskyttelse i kombinasjon med HS-avledere og LS-avledere, men var utilstrekkelig alene. Ved å plassere gnistgapet 3 eller 5 spenn unna transformatoren i stedet for i nabomasten, ble spenningen mellom HS-terminalene og transformatorkasse hhv. tilnærmet doblet og tredoblet. Dette gjaldt også dersom lynet slo ned lenger unna og passerte gnistgapet før transformatoren. Det er derfor svært viktig å plassere gnistgap i nærmeste mulige mast. Gnistgapåpningen ble funnet å ha neglisjerbar effekt på resultatene. Det ble funnet gunstig å ha flere nedjordinger i nett med gjennomgående høyspentjord. En nedjording gav tilsvarende beskyttelse som gnistgap dersom impulsjording monteres. Bruk av adskilte jordingsystem på kassejord og nullpunktsikring har vært anbefalt mot lynoverspenninger, men simuleringene viste at det vil oppstå svært store spenningsforskjeller mellom LS-terminalene og transformatorkassen som vil føre til overslag. Årsaken er potensialhevning av transformatorkassen som oppstår under lynoverspenningen.

# Abstract

Transformers in the distribution grid are particularly exposed for lightning overvoltages, and failure due to lightning is a common cause for power outages. The Norwegian distribution grid is mainly composed by transformers with isolated neutral points, which has not previously been modelled for simulation of overvoltages. In the research project ProTrafo, Bjørn Gustavsen, Chief Scientist at SINTEF Energy, has the fall 2019 made a model of an 11 KV-0.23 kV transformer with isolated neutral points. This model was used combined with models developed for simulation of an example grid in ATPDraw. This thesis shows how a distribution transformer should be protected from lightning overvoltages by several approaches. First, laboratory testing of a spark gap and a neutral point surge arrester from the company El-Tjeneste was done. The spark gap was tested with gap distances of 5, 6, 8, 10 and 11.4 cm. Then, models for spark gap and neutral point arrester were made by curve fitting and validated. Finally, different combinations of protection were compared in simulations for a 20 kA direct lightning stroke to a high voltage power line 200 m next to a transformer.

The results showed that a combination of HV- and LV-arresters was needed to gain sufficient protection. The use of LV-arresters should be recommended even for transformers connected to LV-cable networks. Spark gaps in the preceding tower gave some additional protection combined with HV- and LV-arresters, but was not sufficient by itself. The overvoltage between HV-terminals and the transformer case increased by approx. a twofold and a threefold, if the spark gap was placed 3 or 5 towers away, respectively. This was also the case when the lightning stroke passed through the spark gap before the transformer. Thus, it is of great importance to place the spark gap in the closest possible tower. The spark gap distance was found to have negligible influence on the results. Several earth connections was found favorable in grids with continuous HV-grounding. An earth connection gave similar protection as a spark gap if impulse grounding was applied. The use of separate grounding of transformer case and neutral point arrester has been recommended for lightning protection, but simulations showed that there will occur very large potential differences between the LV-terminals and the transformer case, which would cause flashover. This due to ground potential rise which occur during lightning impulse.

# Forord

Denne masteroppgåva vart skrive høsten 2019, organisert opp mot forskningsprosjektet ProTrafo der REN er prosjekteier og SINTEF Energi utfører. Motivasjonen byrja i ein sommarjobb i Hafslund Nett sommaren 2017, der eg planla ettermontasje av overspenningsvern på distribusjonstransformatorar for fleire kommunar på austlandet. Det vart då tatt utgangspunkt i REN sine anbefalingar, men det var svært vanskelig å vurdere tiltak opp mot kvarandre. Faget TET4130 Overspenninger diskuterte løysningar for overspenningsvern basert på rapportar fra EFI, som avvikte fra REN sine anbefalingar. I fordjupningsprosjektet mitt våren 2019 vart det blant anna gjort simulering på ein transformormodell med jorda nøytralpunkt. Utfordringa var at det ikkje eksisterte transformormodellar med isolerte nullpunkt, slik dei fleste distribusjonstransformatorane i Norge har i dag. Dette gjorde det umogleg å undersøke effekten av separate jordingssystem og overslag i nullpunktsikring på grunn av potensialheving på transformatorakassa.

Eg vil gjerne takke veiledaren min professor Hans Kristian Høidalen for å ha skreddersydd masteroppgåva, og for veiledning og hjelp undervegs. Eg vil også takke medveilederen min, sjefforsker Bjørn Gustavsen, for å ha latt meg få bruke den nyutvikla transformormodellen med isolerte nullpunkt han lagde hausten 2019. Modellen er laga basert på tiår med verdslende forskning og erfaring på feltet. Eg vil også takke Knut Iversen og Andreas Iversen fra El-Tjeneste som lot meg få teste deira nullpunktsikringar og gnistgap, og for å stille datamateriale til disposisjon. Eg vil også takke Kjell Ødegård og Ragnar Ulsund på Hafslund Nett for praktiske diskusjonar og tilgang på data. I tillegg vil eg takke:

- Partnerane i ProTrafo for spennande diskusjoner på felles workshop.
- Horst Förster, SINTEF Energi, for hjelp til å finne gamle testinstrument.
- Kåre Espeland, REN, for diskusjonar om overspenningsproblematikk og anbefalingar.
- Frode Solskinnsbakk, masterstudent NTNU, for hjelp undervegs og for å ha lagt eit grunnlag for denne masteroppgava i si masteroppgave om overslagskarakteristikk på isolatorar i distribusjonsnettet.

Trondheim 4.1.2019

Arne S. Hjellevand

Arne Stevelin Hjellevand Strand



# Innholdsfortegnelse

<b>1</b>	<b>Innledning</b>	<b>1</b>
1.1	Bakgrunn . . . . .	1
1.2	Problembeskrivelse . . . . .	1
1.3	Oppgavens oppbygning . . . . .	2
<b>2</b>	<b>Teori</b>	<b>4</b>
2.1	Nettsystem . . . . .	4
2.1.1	IT-nett . . . . .	4
2.1.2	IT-nett med LS luftnett . . . . .	4
2.1.3	TT-nett . . . . .	9
2.1.4	TN-nett . . . . .	10
2.2	Nullpunktsikring i IT-nett . . . . .	11
2.2.1	Nullpunktsikringens oppbygning . . . . .	12
2.2.2	Testing av nøytralpunktsavledere . . . . .	13
2.3	Gnistgap . . . . .	13
2.3.1	Gnistgapavstand . . . . .	14
2.3.2	Tidligere testing . . . . .	14
2.4	Overspenningsavledere - teknologi . . . . .	16
2.5	Transformatoren . . . . .	17
2.5.1	Forenklet fremstilling . . . . .	17
2.6	Modellering av høyfrekvente overspenninger . . . . .	18
2.6.1	Bølgeimpedans og bølgehastighet i en enfase, tapsfri kabel . . . . .	18
2.6.2	Bølgeimpedans for en enfase, tapsfri luftlinje . . . . .	18
2.6.3	Refleksjon og transmisjon av vandreølger . . . . .	19
2.6.4	Høyfrekvent modell av transformator . . . . .	19
2.6.5	Tradisjonell høyfrekvensmodellering av transformator . . . . .	21
2.6.6	Forbedret modellering av transformator, men med jordede nøytralpunkt . . . . .	21
2.6.7	Ny modellering av transformator med nullpunkt som terminaler . . . . .	21
2.7	Forskriftskrav, normer og eksisterende anbefalinger . . . . .	22
2.7.1	Forskrift om elektriske forsyningsanlegg 2006 . . . . .	22
2.7.2	RENblad 8012- prosjektering av overspenningsbeskyttelse . . . . .	23
2.7.3	RENblad 8010 og 8011 . . . . .	24

2.7.4	RENblad 8020- Valg av overspenningsvern . . . . .	25
2.7.5	RENblad 8021- Valg av LS avledere . . . . .	26
2.7.6	EFI-anbefalinger- TR A2317 . . . . .	26
2.7.7	EFI TR A4417- Håndbok Vern mot lynoverspenninger i distribusjonsnett . . . . .	26
2.7.8	EFI TR A4235- Optimalisering av overspenningsvern . . . . .	28
2.8	Komponenttesting med lynimpuls . . . . .	30
2.8.1	Testing med lynimpuls . . . . .	30
2.8.2	Standardisert lynimpuls . . . . .	30
2.8.3	Analyse av overslag ved lynimpuls . . . . .	31
2.8.4	Bestemmelse av tid/spenningskarakteristikk . . . . .	32
<b>3</b>	<b>Testing av gnistgap</b>	<b>34</b>
3.1	Metode for testing av gnistgap . . . . .	34
3.2	Modellering av luftoverslag . . . . .	39
3.2.1	Modell 1 . . . . .	39
3.2.2	Modell 2 . . . . .	39
3.3	Resultat: tenning av gnistgap . . . . .	40
3.4	Resultat: tid/spenningskarakteristikk for gnistgap . . . . .	41
3.4.1	11.4 cm gapåpning . . . . .	41
3.4.2	10 cm gapåpning . . . . .	43
3.4.3	8 cm gapåpning . . . . .	45
3.4.4	6 cm gapåpning . . . . .	47
3.4.5	5 cm gapåpning . . . . .	49
3.4.6	Oversikt over beste tilpasning . . . . .	51
<b>4</b>	<b>Testing av nullpunktsikring</b>	<b>52</b>
4.1	Metode for testing av nullpunktsikring . . . . .	52
4.1.1	Testoppsett 1: opp til 5 kV . . . . .	52
4.1.2	Testoppsett 2: 5-30 kV . . . . .	54
4.2	Etterbehandling av resultat fra testing av nullpunktsikring . . . . .	56
4.3	Resultat: tenninger i indre gap . . . . .	60
4.4	Resultat tid/spenningskarakteristikk for indre luftgap . . . . .	61
4.5	Tenning i ytre gap . . . . .	65
4.6	Strøm/spenningskarakteristikk for avleder . . . . .	66
<b>5</b>	<b>Modellering av gnistgap</b>	<b>68</b>
5.1	Ekvivalent labkrets for verifikasjon av modeller . . . . .	68
5.2	Modell av gnistgap . . . . .	69
5.3	Validering av modeller for gnistgap . . . . .	70
5.3.1	11.4 cm gapavstand . . . . .	70
5.3.2	10 cm gapavstand . . . . .	72
5.3.3	8 cm gapavstand . . . . .	74
5.3.4	6 cm gapavstand . . . . .	76
5.3.5	5 cm gapavstand . . . . .	76
5.3.6	Sammenligning med tidligere modeller . . . . .	77

<b>6</b>	<b>Modellering av nullpunktsikring</b>	<b>79</b>
6.1	Ekvivalent labkrets for verifikasjon av modeller . . . . .	79
6.1.1	Modell av nullpunktsikring . . . . .	81
6.2	Validering av modell for nullpunktsikring . . . . .	82
6.2.1	Sammenligning med tidligere modeller . . . . .	83
<b>7</b>	<b>Simulering av lynoverspenninger på transformator</b>	<b>85</b>
7.1	Modellering av et eksempelnett . . . . .	85
7.1.1	Modellering av transformator . . . . .	86
7.1.2	Modellering av lynimpuls . . . . .	87
7.1.3	Modellering av avledere . . . . .	87
7.1.4	Modell av HS-luftlinje . . . . .	88
7.1.5	Modell av LS-luftlinje . . . . .	90
7.1.6	Modell av LS-kabel . . . . .	91
7.1.7	Modell av overslag over isolator . . . . .	92
7.1.8	Modell av impulsjordinger . . . . .	94
7.2	Case for simulering av lynoverspenninger . . . . .	94
7.2.1	Case 0: Referansecase uten overspenningsvern . . . . .	97
7.2.2	Case 1: Gnistgap . . . . .	100
7.2.3	Case 2: HS-avledere . . . . .	115
7.2.4	Case 3: LS-avledere . . . . .	118
7.2.5	Case 4: Gjennomgående jord på høyspentlinjen . . . . .	121
7.2.6	Case 5: Separate jordingsystem ved transformator . . . . .	126
7.2.7	Case 6: Gnistgap i nabomast og HS-avledere . . . . .	129
7.2.8	Case 7: Gnistgap i nabomast og LS-avledere . . . . .	132
7.2.9	Case 8: HS-avledere og LS-avledere . . . . .	135
7.2.10	Case 9: Gnistgap i nabomast, HS-avledere og LS-avledere . . . . .	138
7.2.11	Case 10: Gnistgap og gjennomgående jord . . . . .	141
7.2.12	Case 11: HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående jord og separate jordingsystem HS/LS . . . . .	144
7.2.13	Case 12: HS-, LS-avledere og gjennomgående høyspentjord . . . . .	147
7.2.14	Case 13: Gnistgap, HS-, LS-avledere og gjennomgående høyspentjord . . . . .	156
7.2.15	Case 14: HS-avledere, LS-kabelnett . . . . .	161
7.2.16	Case 15: HS-avledere, LS-avledere og LS-kabelnett . . . . .	164
<b>8</b>	<b>Diskusjon</b>	<b>167</b>
8.1	Testing av gnistgap . . . . .	167
8.2	Testing av nullpunktsikring . . . . .	167
8.3	Modellering av gnistgap . . . . .	168
8.4	Modellering av nullpunktsikring . . . . .	170
8.5	Simulering . . . . .	170
8.6	Sammenstilling av resultat . . . . .	171
<b>9</b>	<b>Konklusjon</b>	<b>174</b>
9.1	Forslag til videre forskning . . . . .	175

# Kapittel 1

## Innledning

### 1.1 Bakgrunn

Lynnedslag fører ofte til transformatorhavari i distribusjonsnettet. Distribusjonstransformatorer har vært betraktet som forbruksmateriell og hylleware som skiftes ut i storskala etter tordenvær. Antall feil kan reduseres ved å montere overspenningsbeskyttelse og gode jordingsystem. En kan montere overspenningsavledere og gnistgap, som igjen krever god jording. Det hersker betydelig usikkerhet om i hvilken grad plassering av avledere og gnistgap, og kvalitet på jordingsanlegg påvirker påkjenningene en transformator blir utsatt for.

Forskningsprosjektet ProTrafo, eid av REN og utført ved SINTEF Energi, omhandler overspenningsbeskyttelse av transformatorer i distribusjons- og regionalnett, fra 22 kV og opp til 132 kV. Prosjektet ser på overspenninger som kan skyldes lynnedslag, koblingsoverspenninger og feil, samt overspenningsbeskyttelse i form av avledere, gnistgap og jordingsystemer. Finansierende partnere i prosjektet er en gruppe på 13 norske nettselskap, og eies av REN som har samtlige norske nettselskap som medlemmer. Dette illustrerer interessen i bransjen. Det er et mål i ProTrafo-prosjektet å fremskaffe avanserte modeller i overspenningsberegninger for dermed å kunne lage retningslinjer for optimal beskyttelse.

### 1.2 Problembeskrivelse

Denne masteroppgaven vil fokusere på beskyttelse av distribusjonstransformatorer mot lynoverspenninger. En typisk norsk distribusjonstransformator har isolerte nullpunkt og stort omsetningsforhold, noe som er utfordrende å modellere. Isolert nullpunkt på lavspentsiden og brukt av nullpunktsikring der er dessuten en spesiell norsk innretning der det fins lite litteratur og anbefalingene

til dels er motstridende og usikre. Modeller for overslag for ulike gapavstander i de mest brukte gnistgapene i Norge er ikke tilgjengelig, og lite informasjon om karakteristikken til nullpunktsikring finnes. Derfor har denne masteroppgaven flere deler som til sammen gir en bedre forståelse av hvordan en bør beskytte en distribusjonstransformator mot lynoverspenninger.

- Undersøke i litteraturen hva som fins av målinger, anbefalinger og modeller av transformatorer og overspenningsvern i distribusjonsnett i Norge med hovedvekt på tidligere arbeid ved SINTEF og REN-anbefalinger, samt erfaringer i bransjen. Dette arbeidet ble i hovedsak gjort i prosjektoppgaven og danner et grunnlag for masteroppgaven.
- Foreta målinger av overslag i gnistgap (med relevans for distribusjonsnett) og modellering av disse. Dette punktet er en videreføring av en tidligere masteroppgave [1] og regnes som en begrenset oppgave.
- Foreta karakterisering og modellering av nullpunktsikring basert på egne målinger og eksisterende prøveprotokoller. Den enerådende nullpunktsikringen brukt i Norge består av gnistgap i serie med en strømbegrensende silisiumkarbidblokk og begge deler må modelleres.
- Studere virkningen av ulike vernearrangement ved å ta i bruk transformatormodeller utviklet i ProTrafo-prosjektet og de egenutviklede modellene av overspenningsvern i simulering av lynoverspenninger i distribusjonsnett. Her vil det være mange muligheter avhengig av hvilken transformatormodell som foreligger, men omfanget bør i hovedsak avgrenses til å studere virkningen av de egenutviklede vernmodellene. Noen spørsmål som ønskes svar på er:
  - Har gnistgap i nabomast noen virkning hvis det også er HS-avledere på transformatoren?
  - Hvor langt unna transformatoren er det gunstig å plassere gnistgap?
  - Hvor viktig er gapåpning på gnistgap?
  - Hvor stor er effekten av gnistgap i nett med gjennomgående HS-jord med jordede traverser? Hvor viktig er jordingsimpedansen til gnistgapet?
  - Hva er effekten av å jorde nullpunktsikring adskilt fra kassejord?

### 1.3 Oppgavens oppbygning

- Kapittel 2 gir et teoretisk grunnlag for forståelsen av resten av oppgaven. Kapitlet gir også en oversikt over relevant litteratur og tidligere anbefalinger.

- Kapittel 3 omhandler laboratorietesting av et gnistgap fra El-Tjeneste for å finne tid/spenningskarakteristikk.
- Kapittel 4 omhandler laboratorietesting av en nullpunktsikring fra El-Tjeneste for å finne tid/spenningskarakteristikk for overslag i indre luftgap.
- Kapittel 5 omhandler modellering av gnistgap i ATPDraw, validering av modell mot testdata og sammenligning med tidligere modeller som er funnet.
- Kapittel 6 omhandler modellering av nullpunktsikring i ATPDraw, validering av modell mot testdata og sammeligning med en gapløs avleder.
- Kapittel 7 omhandler simulering av ulike vernkombinasjoner for et eksempelnett. Toppverdier for overspenninger som oppstår ved terminalene og nullpunktene i transformatoren brukes for å vurdere effekten av vernetil-takene.
- Kapittel 8 diskuterer resultatene fra hver hoveddel, sammenstiller resultatene og viser hva dette betyr for overspenningsvern av distribusjonstransformator.
- Kapittel 9 konkluderer med hvilken innvirkning resultatene har for vern av distribusjonstransformatorer mot lynoverspenninger.

Grunnleggende kunnskap om elektroteknikk er forutsatt for leser av denne oppgaven.

# Kapittel 2

## Teori

### 2.1 Nettsystem

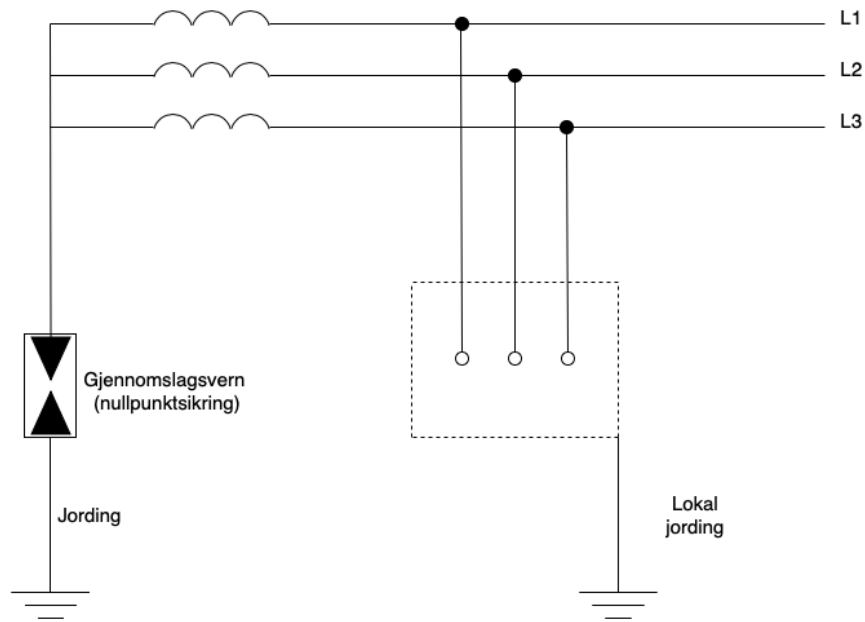
Valg av nettsystem er en avveining mellom flere hensyn. På den ene siden er det ønskelig med stabil drift og høy oppetid på nettet. På den andre siden ønsker en også at sikkerheten er ivaretatt. Ulike land har ulik tilnærming her, og Norge er sammen med Albania de eneste landene som har utstrakt bruk av IT-nett i Europa [2]. Nettsystemene brukt i Norge blir kort forklart i de neste underkapitlene.

#### 2.1.1 IT-nett

IT-nettet er et nett som ikke krever utkobling ved første jordfeil. Dette medfører høyere oppetid og færre utkoblinger. Kravet om jordfeilvarsling eller utkobling ble innført i 1991 [2], uten at det ble gitt tilbakevirkende kraft. Dette er en utfordring siden mange anlegg har stående jordfeil. Ved andre jordfeil kan en få strømmer som ikke brytes. I de neste delkapitlene vises forskjell i jordingssystem ved IT-nett.

#### 2.1.2 IT-nett med LS luftnett

Et typisk nett for anlegg med lavspent luftnett er vist i figur 2.1.

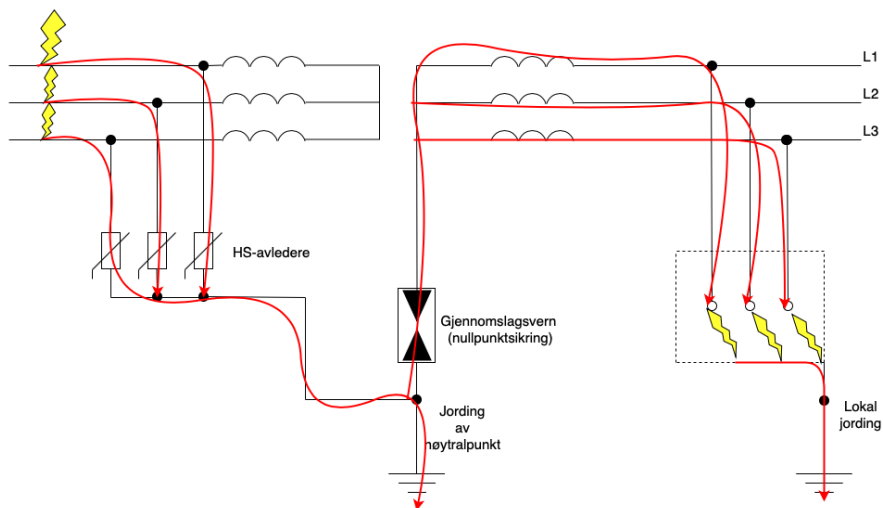


Figur 2.1: IT-nett uten sammenknyttede jordingsystem på lavspentsiden. Dette er typisk for kretser med lavspent luftnett.

IT-nett uten sammenknyttede jordingsystem på lavspentsiden har flere utfordringer, som beskrevet i [3][4] og i EFI (Elektrisitetforsyningens Forskningsinstitutt, nå SINTEF Energi) Infoblad 7.3. Denne oppgaven fokuserer på lynoverspenninger, og utfordringene relatert til lynoverspenninger på dette nettsystemet er illustrert i følgende eksempel.

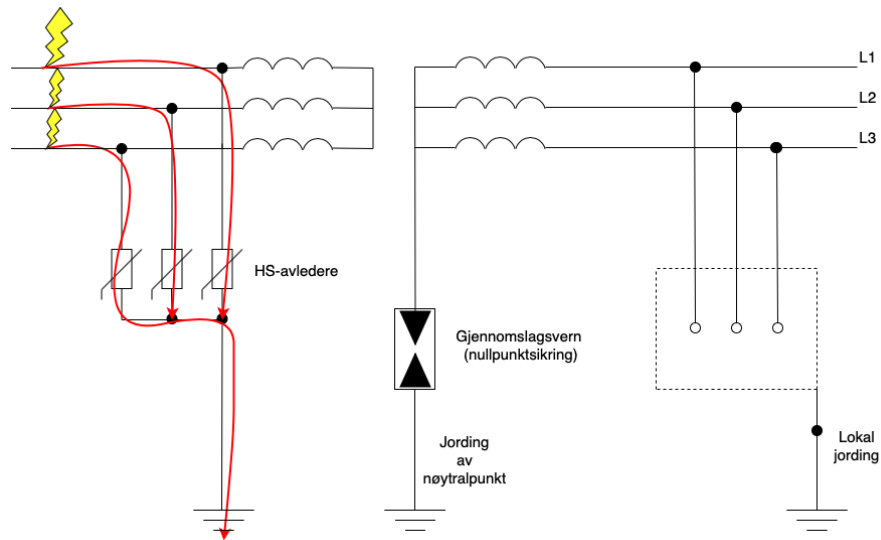
Ved en lynoverspenning som inntreffer via høyspentnett til en transformator med overspenningsavledere tilkoblet høyspentsiden (HS-avledere), vil HS-avledere lede en strøm til jord. Dette medfører at det felles jordingsystemet ved transformatoren opplever en potensialheving, noe som raskt fører til tenning av gjennomslagsvern (nullpunktsikring). Dette fører igjen til en differanse mellom spenningen fase-jord i transformatorpunktet og spenningen fase-jord hos kunde som illustrert i figur 2.2.





Figur 2.2: IT-nett uten sammenknyttede jordingsystem på lavspentsiden, ved et lynnedslag på HS-linjen. Potensialheving på grunn av den avledede strømmen fører til gjennomslag i gjennomslagsvern, som igjen fører til høye fase-jordspenninger hos kunde.

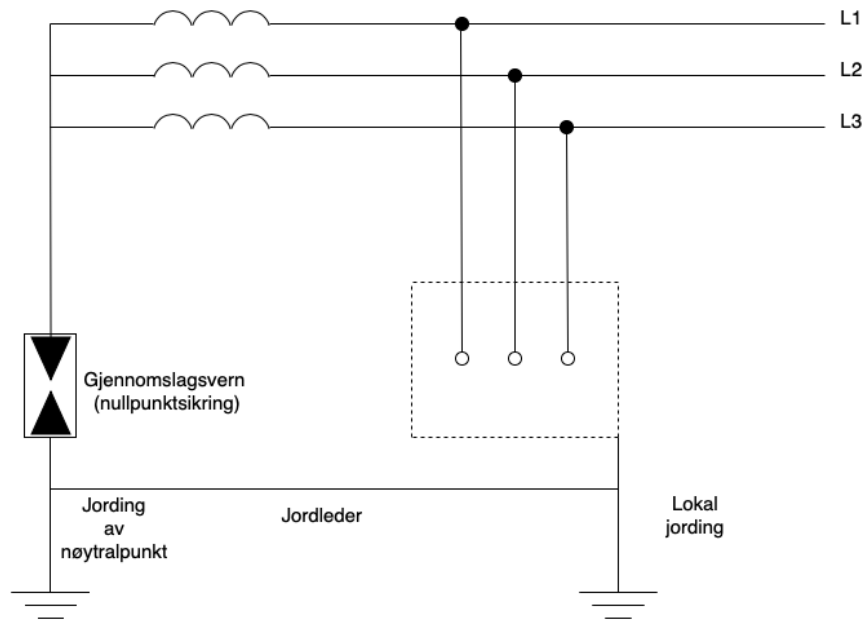
Dette kan føre til skadelige overspenninger hos kunde. En måte å imøtegå denne utfordringen på er å separere jordingen på transformatoren (kassejord) fra jordingen på gjennomslagsvernet. Dette gjøres ved å jorde nullpunktsikringen minst 20 meter unna jordingen på transformatorpunktet ved å trekke jordingen av nullpunktsikringen i et luftstrekk til første lavspenstolpe. Dette er anbefalt av EFI i blant annet Teknisk Rapport A4235[5], Teknisk Rapport A2317[6], Teknisk Rapport A2025[7] og er foretrukken løsning fra DSB gitt i veilederen til Forskrift om Elektriske Forsyningsanlegg (FEF2006) [8]. En tilsvarende hendelse vil da forløpe seg som vist i figur 2.3.



Figur 2.3: IT-nett uten sammenknyttede jordingssystem på lavspentsiden, men med separat HS- og LS-jording ved transformator. På grunn av avstanden mellom jordingssystemene vil ikke potensialhevingen ved transformatoren påvirke jordingen til nøytralpunktet.

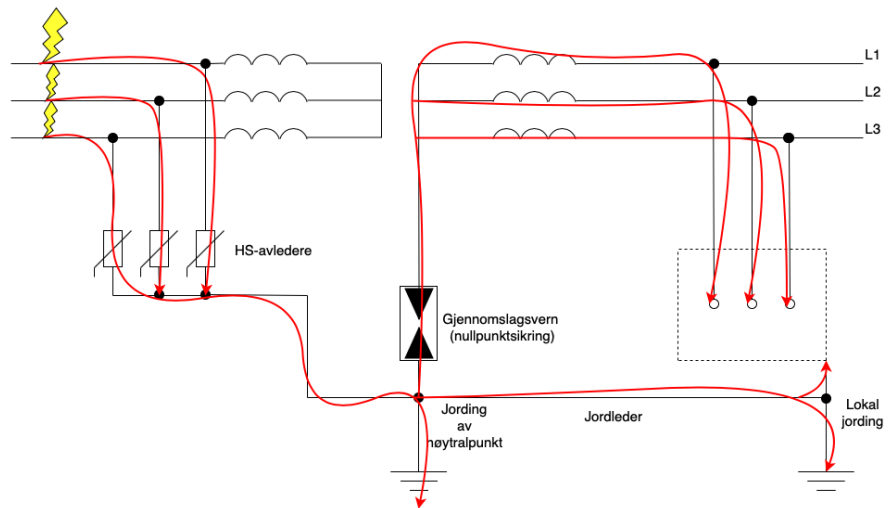
Som figuren viser vil ikke potensialhevingen av jordingen ved transformatoren føre til potensialheving av jordingen av nullpunktsikringen. Løsningen er også beskrevet i RENblad 8010 [4] og 8011 [9], men er kun anbefalt for lynutsatte installasjoner med transformator i mast. Denne forskjellen vil bli drøftet nærmere i kapittel 7 og 8.

Er det derimot kabelnett på lavspentsiden der transformatoren og kunde har jordingsfelleskap, vil nettsystemet se ut som i figur 2.4.



Figur 2.4: IT-nett med sammenhengende jordleder. Dette er typisk for kretser med kabelnett.

En tilsvarende situasjon med lynoverspenning på HS-siden vil bli som vist i figur 2.5.

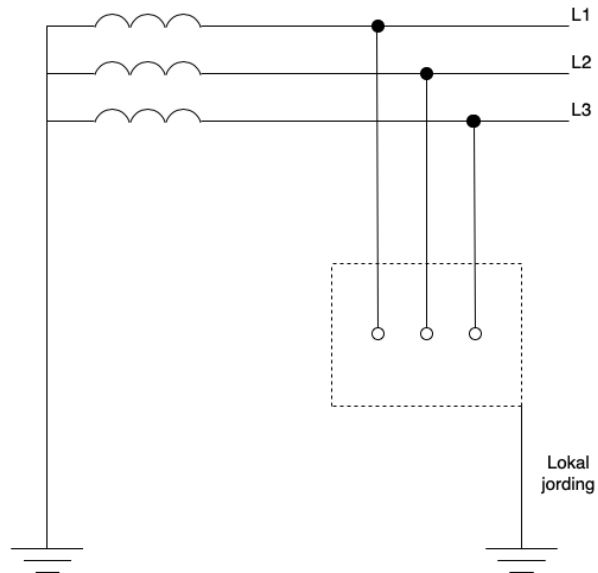


Figur 2.5: Lynoverspenning for IT-nett med sammenhengende jordleder. Dette er typisk for kretser med kabelnett.

Som figuren viser vil potensialhevingen her også bli overført via jordforbindelsen til kunde, og problemet med høy fase-jordspenning unngås.

### 2.1.3 TT-nett

Et TT-nett er i prinsippet likt som et IT-nett med kortsluttet gjennomslagsvern. En prinsippskisse er vist i figur 2.6.

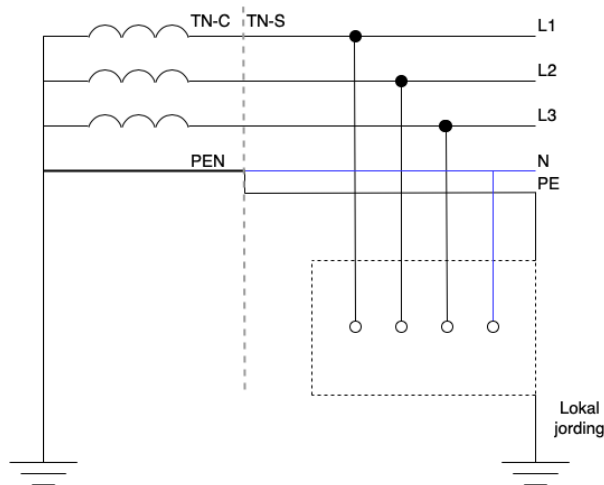


Figur 2.6: TT-nett.

Denne nettypen forekommer også i kyststrøk i Norge, spesielt i Agder [3]. Et TT-nett krever utkobling ved jordfeil, og det er få klare fordeler med dette nettsystemet, utenom at en slipper å vedlikeholde nullpunktsikringen [2].

#### 2.1.4 TN-nett

I Europa er TN-nett dominerende. Det vanligste er å drifte TN-nettet med en fase-fase-spenning på 400 V, der en henter ut 230 V mellom fase og N-leder. En prinsippkisse er vist i figur 2.7.



Figur 2.7: TN-nett.

Også nyutbygde områder i Norge blir bygget med TN-nett. TN-nett har mange fordeler. Siden fasespenningene er høyere blir strømmene lavere for en gitt overført effekt. Grunnet problem med å integrere TN-nett i eksisterende installasjoner, er det likevel ikke bare TN-nett som blir bygget. TN-nett krever også utkobling ved første jordfeil. På grunn av jordingsfelleskapet mellom transformator oppstår ikke situasjonen med høye fase-jordspenninger hos kunde.

## 2.2 Nullpunktsikring i IT-nett

Som vist i kapittel 2.1.1 er nullpunktsikringen en av komponentene i IT-nett. Det er ønskelig å isolere nullpunktet for å slippe utkobling ved første jordfeil, samtidig som en ikke kan tillate høye overspenninger mellom fase og jord hos kunde. Et eksempel på en situasjon som kan oppstå er ved et lynnedslag i nærheten av en lavspenningelinje. Lavspenningelinjen vil da få en induert lynoverspenning. Siden alle fasene ligger tett i forhold til avstanden til nedslagstedet, vil induert spenning bli omtrent lik i alle faser. Spenningsoppsvinget påvirker dermed ikke spenningene mellom fasene, men det vil oppstå forhøyede spenninger mellom fase og jord. Hos kunde kan dette føre til overslag i elektriske apparat. Gjennomslagsvernet skal her bidra til å redusere denne overspenningen, ved å legge nullpunktet på lavspenningviklingen til jord. Dermed blir overspenningen også ledet til jord ved transformatoren. Dette skjer ved overslag i nullpunktsikringen. Etter at lynoverspenningen er over ønsker en igjen å isolere nullpunktet på lavspenningviklingen fra jord. For å oppnå disse egenskapene utviklet det norske firmaet

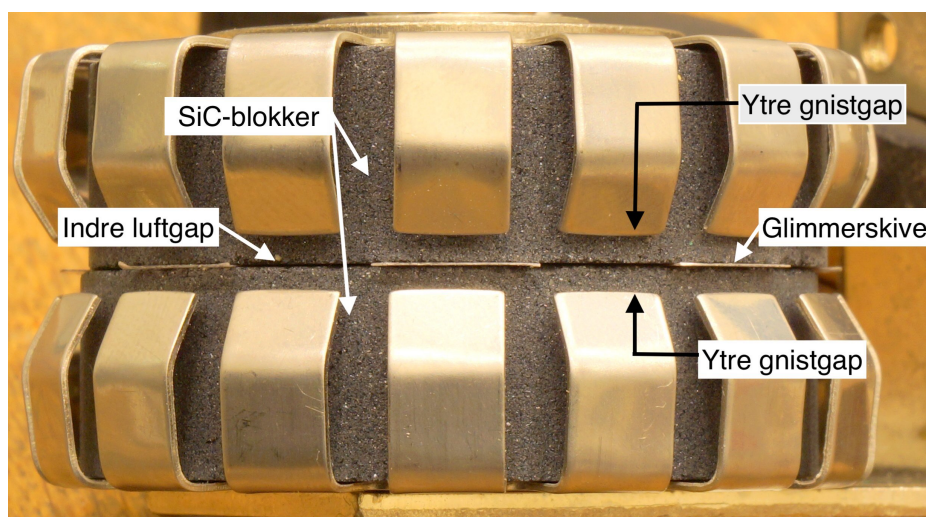
El-Tjeneste en nullpunktsikring som består av et avlederelement i serie med en smeltesikring. Nullpunktsikringen deres har solgt rundt 150 000 eksemplar siden 1982 ifølge Knut Iversen i El-Tjeneste. Denne nullpunktsikringen i praksis enerådende på markedet i Norge i dag [10].

### 2.2.1 Nullpunktsikringens oppbygning

Nullpunktsikringen fra El-Tjeneste består i hovedsak av to deler. Det ene er et element som igjen består av flere deler, her benevnt som avlederelement. I serie med avlederelementet står en smeltesikring, som ved lange og varige strømmer gjennom avlederelementet vil smelte og legge nullpunktet permanent til jord.

#### Avlederelement

Et avlederelement er vist i figur 2.8



Figur 2.8: Avlederelement fra nullpunktsikring

Avlederelementet består av følgende deler:

- To silisiumkarbidblokker utgjør det halvledende materialet
- En perforert glimmerskive danner kontrollerte indre luftgap mellom silisiumkarbidblokkene. Glimmerskiven i seg selv er elektrisk isolerende

- Et ytre gnistgap av ståltenner. Dette skal beskytte silisiumkarbidblokkene ved høye spenninger

Det korte luftgapet i perforeringen i glimmerskiven er det som isolerer transformatorens LS-nullpunkt fra jord. Ved høye overspenninger vil luftgapet tenne, og spenningen over avlederen er dominert av restspenning over det halvledende silisiumkarbidblokkene. Når lynoverspenningen er over, vil restspenningen over halvlederblokkene føre til at luftgapet slukker, og nullpunktet er igjen isolert fra jord [11]. Normalt fører ikke lynoverspenninger til at smeltesikringen smelter på grunn av den korte varigheten. Ved 50 Hz feil av lengre varighet, som for eksempel ved intern feil i transformator, vil smeltesikringen i serie legge nullpunktet permanent til jord. Smeltesikringen og kontaktmekanismen er ikke beskrevet nærmere i detalj siden det er avlederelementet som er den aktive komponenten ved lynoverspenninger og relevant for oppgaven.

### 2.2.2 Testing av nøytralpunktsavledere

El-Tjeneste har bidratt med testrapporter fra testing av nullpunktssikringen fra SINTEF (EFI LR 1582, LR F2299 og LR F2314). Dette er bedriftsfinansiert forskning og kun godkjente deler blir tatt med i denne oppgaven. Ifølge testrapportene fins det ikke normverk for hvordan en funksjonstest bør gjøres.

Rapporten LR F 2299 beskriver nullpunktsikringen NPS240 slik den framstår i dag. Tennspenningen ble funnet til å være fra 1040 V til 1250 V. Rapporten konkluderer med at maksimal tennspenning er 1250 V ved testing med lynoverspenninger. Hvordan denne rapporten definerer maksimal tennspenning er usikkert, men en tilsvarende rapport for et tidligere design (LR 1582) ble denne analysen gjort ved å skru opp amplituden på lynoverspenningen til en fikk 5 tenninger ved 5 forsøk. Resultatene varierer fra prøveobjekt til prøveobjekt, og fra forsøk til forsøk. Forskjeller fra forsøk til forsøk ble forklart med at det trolig var støv eller forurensing i luftgap som førte til for tidlig overslag.

## 2.3 Gnistgap

Gnistgap er den enkleste formen for overspenningsvern. I høyspentanlegg er gnistgap utformet med en elektrode som er tilkoblet faseleder, en annen elektrode tilkoblet jording og et luftgap mellom elektrodene. Luftgapet er normalt isolerende ved driftspenning. Oppstår derimot en høy overspenning kan det bli overslag i luftgapet og forbindelse mellom fase og jord. Dette overslaget følger en tid/spenningskarakteristikk for overslag i luftgap som er beskrevet i kapittel 2.8.4 Denne oppgaven omtaler moderne gnistgap som skal være fuglesikre og selvslukkende. Slike gnistgap har blitt levert av El-Tjeneste siden 1984 og er



montert på rundt 14 000 mastepunkt, ifølge Knut Iversen. Den nyeste versjonen er beregnet for å monteres AUS, noe som betyr at de kan monteres på en høyspentlinje uten å koble ut linjen.

### **2.3.1 Gnistgapavstand**

Databladet til AUS-gnistgap anbefaler en gapavstand på 30 mm for 12 kV anlegg, og 80 mm for 24 kV anlegg [12]. RENblad 8020 [13] viser til uspesifiserte forsøk gjort hos EFI, og anbefaler en gnistgapavstand på ca 6 cm på 12 kV anlegg, og ca 10 cm på 24 kV anlegg. Dette mener de har gitt gode driftserfaringer. RENblad 8011 [9] viser til at anbefalt gapåpning er spesifisert fra leverandørene av gnistgap, men anbefaler 8-10 cm på 24 kV anlegg, og 6-8 cm på 12 kV anlegg.

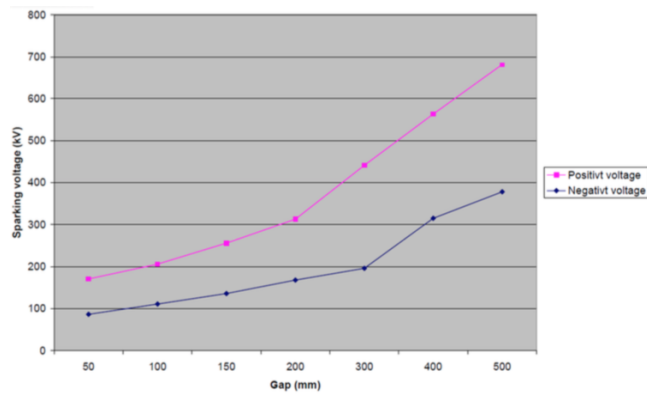
### **2.3.2 Tidligere testing**

#### **Ekstern testing**

Det har tidligere vært gjort to eksterne tester av gnistgap fra El-Tjeneste. Disse ble gjort tilgjengelig av Knut Iversen for denne masteroppgaven. I 1984 ble enheten funksjonsprøvd hos EFI. I laboratorierapporten EFI LR 1478 ble de selvslukkende egenskapene testet i ulike vindforhold, og ulike typer fuglebeskyttelse sammenlignet. En annen ekstern test ble utført av Oslo Energi Konsult i 1995. I laboratorierapport 95-630 viser at det også her er de selvslukkende egenskapene, og ulike typer av fuglevern som ble testet. Tid/spenningskarakteristikk for gnistgapet ble ikke testet i noen av testene.

#### **Datablad**

I det tilhørende databladet til gnistgap for AUS-montasje fremkommer en overslagskurve, med tennspenning med hensyn på gapstørrelse. Kurven er gjengitt i figur 2.9.

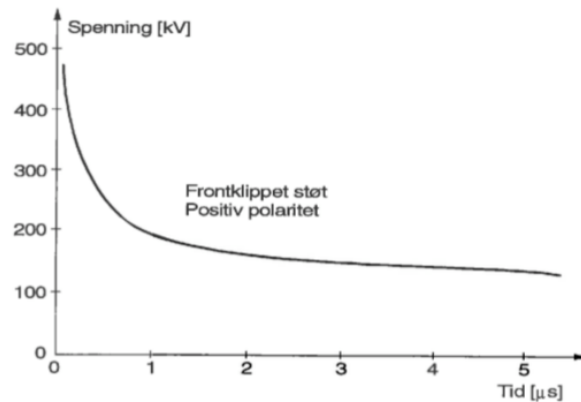


Figur 2.9: Tennspenning med hensyn på gapstørrelse for AUS-gnistgap fra El-Tjeneste. [12].

Figuren viser svært stor spredning mellom lynoverspenninger av positiv og negativ polaritet. I tillegg viser figuren gapavstander langt større enn det som er mulig å få til i AUS-gnistgapet. Ingen metadata på hvilken krets eller ladespenning som ble benyttet fremgår. Heller ikke tid/spenningskarakteristikk for overslag i gnistgapet fremgår. Siden dette gnistgapet er mye brukt er det ønskelig med en bedre forståelse for overslagskarakteristikk i dette gnistgapet.

### EFI- karakteristikk gnistgap

I flere EFI-rapporter ble det funnet kurver for overslag i gnistgap. Et eksempel er fra EFI teknisk rapport A4417 av Henriksen 1996, der figur 2.10 vises.



Figur 2.10: Tid/spenningskarakteristikk for gnistgap gitt i EFI TR A4417 [14].

Figuren viser tid/spenningskarakteristikk for et gnistgap med 10 cm gapavstand, testet med positiv polaritet. Det fremgår ikke hvilket gnistgap dette gjelder.

I et arbeidsnotat, EFI AN 93.30.44 [15], ble det testet steile støtspenninger på stanggap og isolatorer. Her fremgår to resultater for overslagsspenning i stanggap som funksjon av steilhet i påtrykt spenningsimpuls. Begge modellene er for et 10 cm stanggap testet med positiv polaritet, og modellene er vist i ligning 2.1 og 2.2.

$$U_k = 115.7 + 5.74 * \sqrt{S} \quad (2.1)$$

$$U_k = 68.5 + 6.9 * \sqrt{S} \quad (2.2)$$

Der  $U_k$  er overslagsspenningen i kV og  $S$  er steilheten i kV/ $\mu$ s. Eksempelvis vil en lynimpuls med steilhet 400 kV/ $\mu$ s føre til en overslagsspenning på hhv. 230.5 kV og 206.5 kV før overslag for de to modellene. Det er likvevel usikkert nøyaktig hvilket type gnistgap som er testet her. Det kan være et rent stang-stang luftgap. Arbeidsnotatet gir derfor ikke full oversikt over overslagskarakteristikk for gnistgap av moderne utforming.

## 2.4 Overspenningsavledere - teknologi

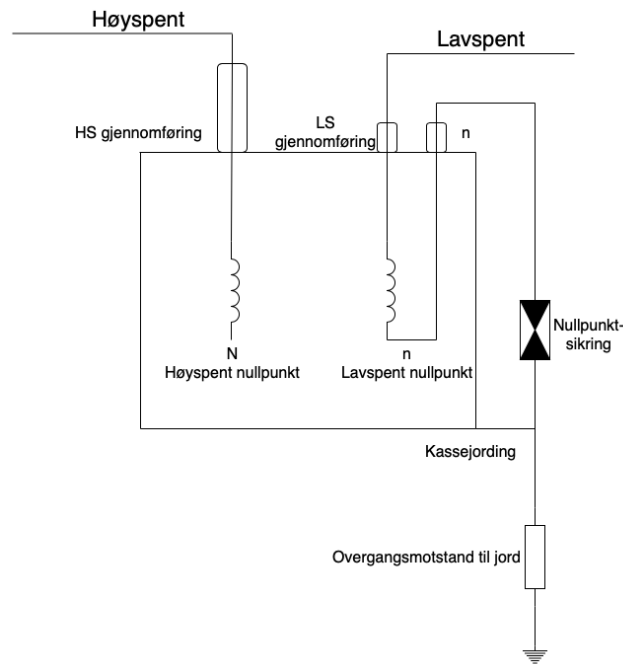
Overspenningsavledere bestående av halvlederteknologi er en noe mer komplisert form for overspenningsvern. Tidligere var silisiumkarbidavledere (SiC) med luftgap i serie dominerende på markedet. Disse avledere hadde utfordringer knyttet til å slukke en følgestrøm etter tenning av luftgap. Sinkoksidavlederen (ZnO), ofte benevnt som metalloksydavlederen (MOA) ble oppfunnet i 1967. Denne har så ulineær strøm/spenningskarakteristikk at den ikke krever et luftgap i serie. Denne overspenningsavlederen ble lansert i 1975, og var en stor forbedring fra SiC-avlederen. [16] Overspenningsavledere brukes både til å beskytte høyspent- og lavspenningssystemer mot overspenninger. I denne oppgaven omtales de etter spenningsnivå, som HS-avledere og LS-avledere. LS-avledere kalles også for varistorer. Detaljert beskrivelse av avlederteknologi er utelatt fra denne oppgaven, men kan for eksempel finnes i kompendiet for faget TET4130 Overspenninger [10].

## 2.5 Transformatoren

Transformatoren er en nøkkelkomponent i strømmettet, siden den transformerer spenningen opp og ned mellom ulike spenningsnivå for å minimere overføringstap. Dette delkapitlet gir en forenklet fremstilling av en distribusjonstransformator. For mer detaljerte beskrivelser av koblingsgrupper, viklingstyper og transformator-design henvises det til kompendiet om transformatorer for TET 4195 høyspenningsanlegg [17]. Det tas utgangspunkt i en transformator i et IT-nett siden dette er mest utbredt i Norge.

### 2.5.1 Forenklet fremstilling

En svært forenklet fremstilling av en distribusjonstransformator med IT-nett og stjerne-stjernevikling er vist i figur 2.11



Figur 2.11: Forenklet enfasefremstilling av distribusjonstransformator med stjerne-stjernevikling i IT-nett.

I tidligere forskning fra EFI (blant annet [5] [14] [18] [19]) diskuteres det at det ved lynoverspenninger er viktig å begrense spenningen over lavspentvik-

lingen for å unngå opptransformering til høyspentviklingen. Dette kan skje når kassepotensialet overskrider nullpunktsikringens isolasjonsnivå og fører til strømgjennomgang via lavspenningviklingen til lavspenningsnettet. Spesielt er nøytralpunktet på HS-viklingen, N, utsatt for høye overspenninger ved slike forløp.

## 2.6 Modellering av høyfrekvente overspenninger

Dette delkapittelet gir en kort oppsummering modeller for vandrede bølger i linjer og kabler, samt ulike modeller for transformatorer i høyfrekvensmodeller.

### 2.6.1 Bølgeimpedans og bølgehastighet i en enfase, tapsfri kabel

I kompendiet til TET 4130 Overspenninger [10], viser Høidalen en modell for bølgeimpedans i en tapsfri kabel. Antas en tapsfri konsentrisk kabel med isolasjonsmateriale med relativ permittivitet som  $\epsilon_r$ , vil bølgeimpedansen bli

$$Z = \sqrt{\frac{L}{C}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0}{\epsilon_0 \epsilon_r}} \cdot \ln \frac{r_y}{r_i} \approx \frac{60}{\epsilon_r} \ln \frac{r_y}{r_i} \quad (2.3)$$

Der  $L$  er induktans i serie med linjen,  $C$  er kapasitans mot jord,  $r_y$  og  $r_i$  er hhv. den indre og ytre radiusen for isolasjonen,  $\mu_0$  er permeabilitet i vakuum og  $\epsilon_0$  er permittivitet i vakuum.

Bølgehastigheten blir:

$$v = \frac{1}{\sqrt{LC}} = \frac{c}{\epsilon_r} \quad (2.4)$$

Der  $c$  er lyshastigheten.

Dette vil for en PEX-isolert kabel med  $\epsilon_r = 2.3$  tilsvare en bølgehastighet på rundt 200 m/ $\mu$ s.

### 2.6.2 Bølgeimpedans for en enfase, tapsfri luftlinje

Kompendiet for TET 4130 Overspenninger [10] viser også en utledning for bølgeimpedans i en enfase, tapsfri luftledning. Ved å se bort i fra tap i en enfase luftlinje, vil bølgehastigheten bli lik lyshastigheten. Bølgeimpedansen blir gitt av

$$Z = \sqrt{\frac{L}{C}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0}{\epsilon_0}} \ln \frac{2h}{r} \approx 60 \cdot \ln \frac{2h}{r} \quad (2.5)$$

Der  $h$  er høyden over bakken, or  $r$  er radiusen til lederen.

### 2.6.3 Refleksjon og transmisjon av vandrebølger

Verdiene for bølgeimpedans kan brukes til å kalkulere hvilke refleksjoner som oppstår ved overgang fra en bølgeimpedans til en annen. Dette gjøres ved å regne ut refleksjonskoeffisient  $\rho$  og transmisjonskoeffisient  $\alpha$ , som funksjon av overgang i bølgeimpedans. Refleksjonskoeffisienten blir

$$\rho = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_1 + Z_2} \quad (2.6)$$

Transmisjonskoeffisienten blir

$$\alpha = \frac{Z \cdot Z_2}{Z_1 + Z_2} = 1 + \rho \quad (2.7)$$

Møter en vandrebølge en åpen ende, tilsvarer dette at  $Z_2$  blir uendelig og refleksjonskoeffisienten blir 1. Dette tilsvarer en spenningsdobling i den åpne enden.

### 2.6.4 Høyfrekvent modell av transformator

Ved driftsspenning domineres transformatorers oppførsel av de induktive parametrene i spolene i transformatoren. Ved høyfrekvente spenningspåkjenninger slik som lynoverspenninger, vil responsen bli annerledes. En forenklet modell er gitt i [17] og blir gjengitt her.

Impedansen i en ideel spole er

$$Z_L = j\omega L$$

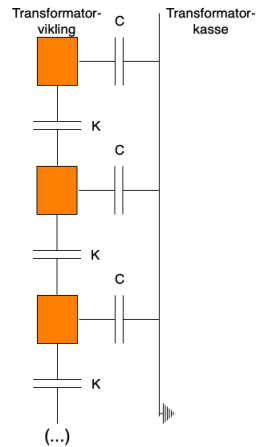
$\omega = 2 * \pi * f$  der  $f$  er frekvens og  $L$  er spolens induktans. Dette betyr at for uendelig høye frekvenser blir også impedansen uendelig høy.

Impedansen i en ideel kondensator er

$$Z_c = \frac{1}{j\omega C}$$

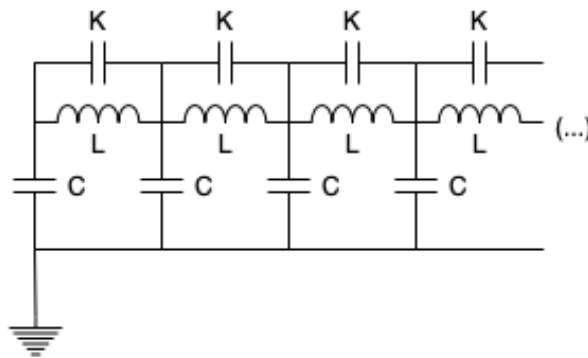
Der  $C$  er kapasitans. Dette betyr at for uendelig høye frekvenser blir impedansen i kondensatoren null som tilsvarer en kortslutning.

Dette kan brukes for å illustrere frekvensavhengigheten for en transformator. Om en antar at hver vikling har en kapasitans mot neste vikling, og en kapasitans mot jord, vil dette se ut som illustrert i figur 2.12.



Figur 2.12: Forenklet illustrasjon av kapasitans mellom vikling og jord og mellom vindinger.

Dette fører til at en kan lage en såkalt stigemodell [17] som elektrisk illustrerer oppførselen til transformatoren som presentert i figur 2.13.



Figur 2.13: Forenklet illustrasjon av stigemodell.

Som modellen illustrerer vil en lav frekvens føre til lav impedans i spolene, og spenningsfordelingen over vindingene blir bestemt av de induktive egenskapene. For en svært høy frekvens derimot, vil spenningsfordelingen bestemmes av de

kapasitive egenskapene. I tillegg vil spenningen fordele seg ulineært over viklingen, der største belastningen kommer på første del av viklingen. Nøyaktig spenningsfordeling krever mer avanserte modeller spesifikt for hvert transformatordesign.

### **2.6.5 Tradisjonell høyfrekvensmodellering av transformator**

Tradisjonelt er transformatorer modellert som en åpen ende, eller en stor kapasitans mot jord [7]. En slik modell gir en spenningsøkning på grunn av endring av bølgeimpedans, men gir ingen kobling mellom høyspentsiden og lavspentsiden i en transformator. Den vil derfor være utilstrekkelig for analyse av lynoverspenninger på både HS og LS på en distribusjonstransformator siden overspenning på en side i realiteten vil påvirke den andre.

### **2.6.6 Forbedret modellering av transformator, men med jordede nøytralpunkt**

Bjørn Gustavsen, sjefforsker ved SINTEF energi, har utviklet metoder for modellering av transformatorer med frekvensavhengige modeller. I fordypningsprosjektet mitt våren 2019 [20] ble det brukt en modell av en 300 kVA 11-0.23 kV transformator med jordede nøytralpunkt utviklet av Gustavsen. Transformatormodellen er beskrevet i artikkelen gitt i kilde [21]. Denne modellen inkluderer spenningstransfer mellom HS og LS, men er tilpasset et TT-nett med jordede nøytralpunkt på begge sider. Modellen er derfor ikke tilstrekkelig til å analysere hvordan nøytralpunktene svinger ved overspenningsforløp.

### **2.6.7 Ny modellering av transformator med nullpunkt som terminaler**

I forskningsprosjektet ProTrafo (prosjekt nr. 207160/E20), har Bjørn Gustavsen utviklet en ny 5-terminal transformatormodell som har nøytralpunktene på både HS og LS som terminaler i modellen. Utvikling av modellen vises i arbeidsnotat 19.12.46 [22]. Dette er en helt ny modell som kan bidra med å øke forståelsen for lynoverspenningsforløp på transformatorer i IT-nett. Modellen gjør det mulig å analysere bruk av separate jordingssystem for LS og HS-side, potensialheving på kassejording, overslag i nullpunktsikring, sammenligning av ulike vern (HS-avledere, LS-avledere, høyspent nullpunkt og gnistgap) og spenningstransfer mellom LS og HS.



## 2.7 Forskriftskrav, normer og eksisterende anbefalinger

Dette delkapitlet omhandler forskriftskrav, normer og eksisterende anbefalinger for overspenningsvern av distribusjonstransformator. Dette delkapitlet ble i hovedsak skrevet i sammenheng med fordypningsprosjektet min våren 2019 [20], men blir gjengitt her siden prosjektoppgaven ikke er publisert. I dag er det hovedsaklig Forskrift om Elektriske Forsyningsanlegg 2006 som gir forskriftskrav, og RENblad som blir benyttet som standard i bransjen. REN eies av norske nettselskap, og ble etablert for å gjøre standardiseringer basert på forskning og beste praksis. Deres hovedprodukt er RENblad, og REN skriver selv om RENblad:

*Når et prosjekt i REN-regi konkluderer i faglige spørsmål, ender konklusjonene/anbefalingene/prosedylene i RENblader. De representerer mange års erfaring og beste praksis i bransjen. Målet er at aktører i bransjen kan følge (oppdaterte) RENbladenes anbefalinger i forvisning om at regler, EU-direktiv, forskrifter og normer da er fulgt. [23]*

RENblad gir anbefalt løsning, uten å nødvendigvis grunngi i detalj hvorfor løsningen er valgt. Det som i dag er SINTEF Energi (tidligere Elektrisitetsforsynings forskningsinstitutt/ Energiforsynings Forskningsinstitutt, EFI) gav tidligere ut tekniske rapporter med anbefalte løsninger for nettselskap. Disse tekniske rapportene forklarer og argumenterer for anbefalinger, med henvisning til litteratur og forsøk. Det er derfor både inkludert anbefalinger fra REN og EFI i dette kapitlet.

### 2.7.1 Forskrift om elektriske forsyningsanlegg 2006

Forskrift om elektriske forsyningsanlegg 2006 (FEF:2006) stiller krav til forsyningsanlegg i Norge. Direktoratet for Samfunnssikkerhet og Beredskap (DSB) utsteder en veiledning til forskriften [8], der de presiserer hvordan de mener at forskriften kan følges. I §4-11 *Jordingssystem* står det i forskriften følgende:

- *Jordingssystem skal være tilpasset det elektriske anlegget og være dimensjonert og utført slik at det ved feilsituasjoner i det elektriske anlegget ikke oppstår fare for liv, helse og materielle verdier, i eller utenfor selve anleggene*

I veiledningen er der flere avsnitt som omhandler valg av atskilte jordingssystemer mellom HS og LS på transformatorer. Målet er at nettet og sluttbruker ikke skal få farlige berøringsspenninger, og at det ikke skal oppstå farlige spen-

ningspåkjenninger på grunn av potensialstinging i nøytralpunkt eller jordings-system. Som utgangspunkt gir veilederen at HS og LS jordingsystemer skal være atskilte. Deretter gir veilederen en rekke krav som må være opprettholdt dersom en skal velge felles jordingsystemer:

- Lavspenningssystem innenfor område for høyspenningsjord
  - Dette gjelder for eksempel inne i en nettstasjon. Her ansees det at kravet for felles jordingsystem er oppfylt
- Lavspenningssystem utenfor området for høyspenningsjord
  - Et av to krav må være ivaretatt:
    - \* Anlegget må være forbundet til et globalt jordingsystem.
    - \* Forutsetningene i tabell 4-7 er oppfylt

Tabell 4-7 forutsetter at potensialhevingen er maksimalt 1200 V for feil med varighet mindre enn 5 sekund, og 200 V for feil med lenger varighet.

To ganger årlig utgir DSB nyhetsbladet *Elsikkerhet*. I *Elsikkerhet* 80 [24] fra januar 2012 kom følgende presiseringer:

- *Forskriftens preferanse til atskilt jord, for å hindre overførte spenninger gjelder transformatorkretser som kun har luftledninger. Dette er typisk eldre anlegg i grågrendte strøk. For andre anlegg ansees de to løsningene å være likeverdige.*
- *Tolkning: Tidligere forenklet metode for å bestemme global jord beskrevet i *Elsikkerhet* 70 side 11 er nå erstattet av ny metodikk og utgår derfor. Global jord kan nå bestemmes ut fra REN blad 8009 og 8013. Revidert beskrivelse av global jord finnes også i Tillegg O i NEK440:2011 del 2.*

## 2.7.2 RENblad 8012- prosjektering av overspenningsbeskyttelse

RENblad 8012 [25] omhandler prosjektering av overspenningsbeskyttelse i 12-36 kV nett. Generelt anbefales det å plassere oversepningsvernet så nær komponenten som skal beskyttes som mulig. Bladet anbefaler ekstra beskyttelse for prioriterte eller utsatte anlegg. Prioriterte anlegg er anlegg som forsyner viktige kunder, er kostbare å reparere eller har høye KILE-kostnader ved feil. Utsatte anlegger anlegg i områder med mye lynoverspenninger, eller som er spesielt utsatt i terrenget. Standardmetoden for overspenningsvern relatert til beskyttelse av transformatorer er:

- Kabel fra HS luftlinje til nettstasjon skal ha avledere i begge ender, dersom kabellengden overstiger 30 meter. Som opsjon nemnes gnistgap i en av de 2-5 siste mastene før kabelmast, eller gjennomgående jord på de siste 2-5 spennene.
- Mastetransformatorer vernes med HS-avledere som standard, og med gnistgap i en av de siste 2-5 mastene eller gjennomgående jord siste 2-5 master som opsjon.
- LS-avledere monteres på transformator der transformator er tilkoblet lavspent luftnett.

Merk at LS-avledere ikke er standardutførelse dersom transformatoren er tilkoblet lavspent kabelnett. RENbladet har også en henvisning til *IEC 60099-5 Surge arresters- selection and application recommendations*, som gir at lengden på tilkoblingsledningene fra transformatortilkoblingen, via avleder, og videre til felles jordtilknytning bør være under 7 meter.

### 2.7.3 RENblad 8010 og 8011

RENblad 8010 omhandler prosjektering av jordingsanlegg for distribusjonsnett. I dette RENbladet I kapittel 9 diskuteres atskilt jord, og det henvises til enkelte utdrag fra veiledningen til FEF:2006. RENblad 8011 omhandler utførelse av jordingsystem og overspenningvern i distribusjonsnettet. I dette RENbladet diskuteres også atskilte jordingsssystem, men her er følgende nevnt:

*Det er i utgangspunktet bare lyn-utsatte installasjoner med transformator plassert i mast som skal ha adskilt jord [9]*

Det er derfor usikkerhet om atskilte jordingsssystem er å anbefale eller ikke. I praksis er det ofte kompliserende å bygge atskilte jordingsssystem. En presisering ble forespurt Kåre Espeland, Prosjektleder i REN. Espeland mener at den beste løsningen vil være gjennomgående jording i høyspentnettet, og sammenknyttede jordingsystem ved mastetransformator. Det gjennomgående jordingsssystemet vil være gunstig med tanke på jordfeil i høyspentnettet, og vil sikre en så høy strøm at vern vil løse ut. Ved å separere jordingen mener Espeland at en vil lage et dårlige jordingsssystem, og at fokuset heller bør være på å lage en god lokal jording ved mastetransformatoren.

Ellers gir RENblad 8011 følgende relevant informasjon

- Overgangsklemmer mellom ledere av ulike materialer er den hyppigste årsaken til dårlig jordforbindelse.
- Det bør bygges to ulike impulsjordinger etter behov: lett eller tung utførelse.

- Lett utførelse: Løsning en kan bruke der man ikke er så utsatt for lyn, og der man bruker manuelt boreutstyr. I grove trekk: 4 spyd med 3 meter lengde, plassert 4,5 meter fra hverandre.
- Tung utførelse: Løsning der man er utsatt for lynimpulser, der man bruker borerigg. I grove trekk: 4 spyd på 10 meter lende, plassert 15 meter fra hverandre.
- Gnistgap nemnes som opsjon med bakgrunn i en vurdering gjort av prosjekterende.

#### 2.7.4 RENblad 8020- Valg av overspenningsvern

RENbladet anbefaler at utstyr for 24 kV skal ha støtspenningsholdfasthet på 125 kV eller 145 kV. For 12 kV anbefales 75 kV eller 95 kV støtspenningsholdfasthet. Bladet gir en metode for valg av vernnivå for overspenningsavledere som ikke blir gjengitt her. Dimensjonerende hensyn er som regel at temporære overspenninger (TOV) som kan oppstå ikke skal føre til termisk havari på avleder. Bladet diskuterer fordeler og ulemper med gnistgap, kort oppsummert som:

- Fordeler
  - Enkel i form og bruk
  - Billig i innkjøp og drift
  - Fungerer godt som et grovvern foran avledere
  - Lav restspenning ved tenning
- Ulemper
  - Dyr løsning i kombinasjon med avleder (Krever impulsjording både for avleder og gnistgap)
  - Tradisjonelle gnistgap ikke selvslukkende
  - Problem med å tenne raskt nok ved hurtige impulser
  - utfordringer med fugl og utilsiktede kortslutninger
  - utfordring å kontrollere at avstanden på gapet er stabil over tid

Innføringsvern blir vurdert til å ha for liten effekt for 12-24 kV, på grunn av lavt isolasjonsnivå. Avledere anbefales å ha en høy strømklasse (DH), med 10 kA avlederstrøm. Minimumsverdiene for restspenning oppgis å skulle være støtspenningsholdfasthet på utstyret dividert på en sikkerhetsfaktor på 1,5. Det antas at det er *maksimalverdier* som er ment her.

### 2.7.5 RENblad 8021- Valg av LS avledere

Dette RENbladet omhandler valg av overspenningsvern i lavspentnett. Valg av merkespenning for LS-avledere er:

- TN 400 V: 280 V
- IT 230 V: 360 V, men 280 V over LS viklingene på transformator
- TT 230 V: 280 V

Merkespenning er likevel ikke det samme som beskyttelsesspenning. RENbladet gir at beskyttelsesspenning over LS vikling må være mindre eller lik 1,5 kV. Dette er da avgjørende for hvilke overspenninger LS-viklingene blir utsatt for.

Dette RENbladet gir også at nøytralpunktsavleder skal ha følgende karakteristikk:

- Tennspenning 50 Hz mellom 600 V og 700 V
- Slukkespenning som er tilsvarende
- Tennspenning på 1.2/50  $\mu$ s støt på 1250 V

### 2.7.6 EFI-anbefalinger- TR A2317

EFI teknisk rapport A2317 [6] omhandler samspillet mellom de ulike komponentene i et mastarrangement, og sammenligner det de omtaler som svensk og finsk praksis. I Finland brukes stort sett gnistgap som beskyttelse for transformatorer. Statistikk fra 1968 for 17 000 transformatorer viste at havariprosenten var 2.5-3 % for ubeskyttede transformatorer, 0.9 % for transformatorer beskyttet med 7-8 cm gnistgap, og 2 % for 10-12 cm gnistgap. Følgelig viste dette at gnistgap med 10-12 cm gapåpning gav vesentlig dårligere beskyttelse. Ifølge rapporten har forsøk vist at et 9 cm gap tenner for koblingsoverspenninger i området 2.5-4 p.u. referert til 22 kV systemspenning. Driftsforsøk med 7.5 cm gnistgap har i følge rapporten ikke gitt merkbare uønskede tenninger som følge av koblingsoverspenninger. Rapporten gir også at gnistgap ikke bør ha over 10 cm gapavstand.

### 2.7.7 EFI TR A4417- Håndbok Vern mot lynoverspenninger i distribusjonsnett

Håndboken er forfattet i 1996 [14]. anbefalingene fra TR A4235- Optimalisering av overspenningsvern fra 1994 går stort sett igjen. Viktige poeng i håndbøkener:

- Vern bør velges etter økonomiske vurderinger. Vern bør monteres dersom det er rimeligere å montere enn de forventede havarikostnadene ved å ikke montere vern. Dette kan regnes ut fra EFI TR A4236
- Effekten av tilledninger kan ved strøm som øker med på 10 kA / $\mu$ s føre til overspenninger på 10 kV/m, og det er derfor viktigere å minimere tilledninger til jord enn plassering av avleder.
- Sammenligning av gnistgap og avledere
  - Fordeler avledere
    - \* Mer effektiv begrensing av overspenninger
    - \* Ingen forstyrrelse av spenning etter at transienten er over
  - Ulemper avledere
    - \* En stor avlederstrøm med lang varighet kan gjøre avlederen termisk ustabil så den havarerer
    - \* Kan være vanskelig å oppdage havarerte avledere
  - Fordeler gnistgap
    - \* Enkel konstruksjon
    - \* Billigere i innkjøp enn avleder (men ikke nødvendigvis i totale kostnader)
  - Ulemper gnistgap
    - \* Høy overslagsspenning ved steile overspenninger
    - \* Når gapet tenner får en en svært steil spenningsreduksjon. Dette kan føre til ekstra påkjenning for transformatorer
    - \* Tenning av gnistgap fører til jordfeil som bare er selvslukkende dersom følgestrømmen er tilstrekkelig lav
    - \* Tenning av gnistgap i to eller tre faser medfører kortslutning mellom faser, med påfølgende bryterfall
    - \* Følgestrømmen kan medføre at elektrodene forbrukes, slik at gapavstanden øker
    - \* Risiko for at fugler og dyr fører til uønsket tenning

Foretrukne vernestrategier er presentert i en prioriteringsliste. Den er:

- 1: Koblingsgruppe (fra best til verst)
  - Stjerne-stjernekobling med uttatt nullpunkt (YNyn)
  - Delta-stjernekobling (Dyn)
  - Stjerne-stjernekobling (Yyn)
- 2: Vern på lav- og høyspentside av transformatoren

- Lavspentsviklingen vernes med varistor eller avledere
- Avleder/gnistgap på høyspentsiden
- 3: Separat jording på lav- og høyspentside
  - Bør være minst 20 meter mellom jordforbindelsene
  - Overslagsspenning fra kasse til lavspent er ca 40 kV, så det er viktig med lavspentsavledere her
- 4: Vern i nabomast
  - Traversen i nabomasten må ha en god forbindelse til jord. I tillegg vil det hjelpe med gnistgap eller avledere. Jording av flere master fordelaktig, spesielt dersom det er høy overgangsmotstand til jord i nabomasten.

Det bemerkes at valg av koblingsgruppe ikke er en vernestrategi fra REN, samtidig som det er den høyeste prioritering i denne håndboken fra EFI.

### **2.7.8 EFI TR A4235- Optimalisering av overspenningsvern**

Denne tekniske rapporten utgitt i 1995, viser optimalisering av overspenningsvern for 12-24 kV distribusjonstransformatorer [5].

Rapporten beskriver en situasjon der et sprang i spenningen over lavspentsviklingen, som fører til strømgjennomgang i viklingen, genererer høye overspenninger både langs høyspentsviklingen og mellom høyspentsviklingen og transformatorkasse. Det er primært to måter denne situasjonen kan oppstå på:

- Ved tenning av vern på transformatorens høyspentside, vil transformator-kassen få en potensialøkning. Dersom det er felles jordingssystem for høyspent og lavspentsystemet, vil det da flyte en strøm på lavspentsnett. Dette vil skje både for TT-system og IT-system, siden nullpunktsikringen i IT-systemet har lav tennspenning og etter overslag vil fungere som et TT-nett
- Dersom overspenning oppstår i lavspentsnett, vil denne spenningen kunne opptransformeres gjennom transformatorviklingene

Dette kan unngås ved å ha adskilte jordingssystem på høyspent- og lavspentsiden. Dette har også utfordringer, som at impedansen i impulsjordingen fra nøytralpunktet kan bli høy. For induserte overspenninger kan beskyttelsen bli

god nok. Overslag fra kasse til lavspenningstilkobling kan skje dersom kassepotensialet overskrider 50-60 kV. Ved direkte nedslag i linje er dette sannsynlig, mens en ved induserte lynoverspenninger sjelden får større feilstrømmer enn 1 kA. Spenningsene på transformator-kassen er avhengig av impulsjordingens utforming og egenskaper ved høyfrekvente feil.

I vedleggsrapport 2 gis det:

- Ved valg av trekant-stjerne-koblede (DYn) transformatorer vil spenninger i mindre grad transformers fra lavspennings- til høyspenningssviklingen. Derimot er det uansett gunstig med varistorer på lavspennings-siden. Med uttatt nullpunkt på høyspenningssviklingen kan også denne vernes.
- Gnistgap ansees tilstrekkelig som HS-vern for transformatorer langs med linjer
- Det anbefales avledere for transformatorer i linje-endepunkter, på grunn av refleksjoner og større steilhet. Dette ville ført til økt spennings- for gnistgap, samt uønskede utkoblinger
- Både teoretiske analyser og driftserfaringer tilsier at vern på lavspennings-siden er viktigere enn vern på transformatorens høyspenningsside.
- Separate jordingssystem anbefales sterkt

I vedleggsrapport 3 gis det:

- Det er dokumentert at avledere på høyspenningssiden kan gi større spenningspåkjenninger for transformatoren enn gnistgap
- Varistorer med 440 V maksimal driftsspenning (som var mye brukt), vil ikke sikre transformatoren mot store impulsstrømmer
- Overspenninger på lavspennings-siden kan opptransformeres og forårsake skade på høyspenningssviklingen, spesielt dersom det er felles jordingssystem for høy og lavspennings-siden
- Dersom en avleder begynner å lede på høyspenningssiden av transformatoren, vil den begrense spenningen til vernnivået for avlederen. Derfor vil spenningene på faseuttakene svinge rundt restspenningen, og ikke rundt 0. Dermed konkluderes det med at transformatoren får mindre påkjenninger ved bruk av gnistgap enn med avledere.

Anbefalingene er altså noe forskjellig i fra TR A4417 (1996) og TR A4235 (1995), der spesielt vurderingen av om gnistgap er tilstrekkelig er forskjellig.



## 2.8 Komponenttesting med lynimpuls

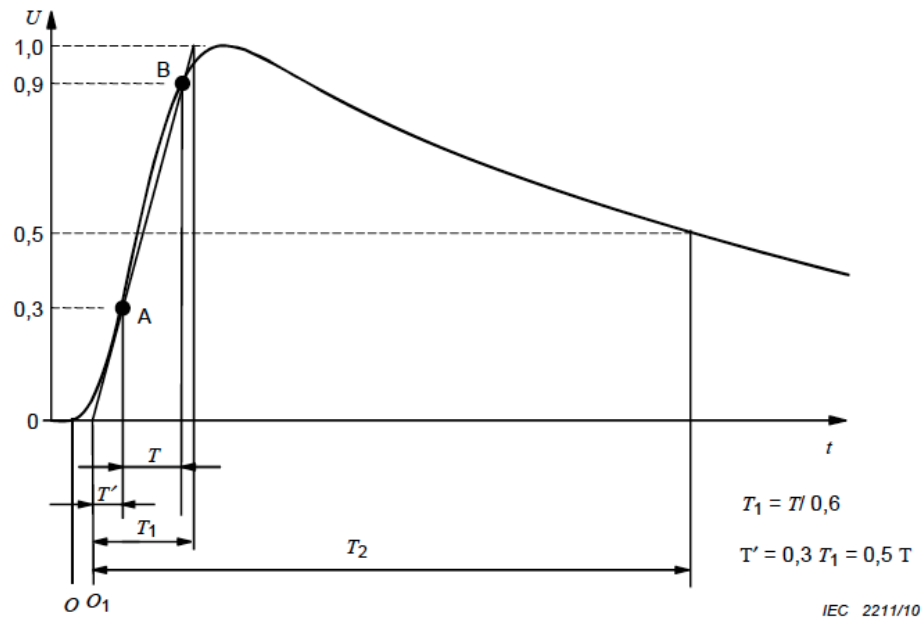
Dette delkapitlet beskriver standardisert metode for testing med lynimpulser, og analyse av overslag i luftgap.

### 2.8.1 Testing med lynimpuls

NEK IEC 60060-1:2010 [26] beskriver blant annet hvordan en skal teste utstyr, og definerer hvordan en standardisert lynimpuls skal være. Standarden beskriver også hvordan analyse av resultat, bestemmelse av verdier og filtrering av oscillasjoner skal gjøres.

### 2.8.2 Standardisert lynimpuls

Kapittel 7 definerer en standardisert lynimpuls, som vist i figur 2.14.



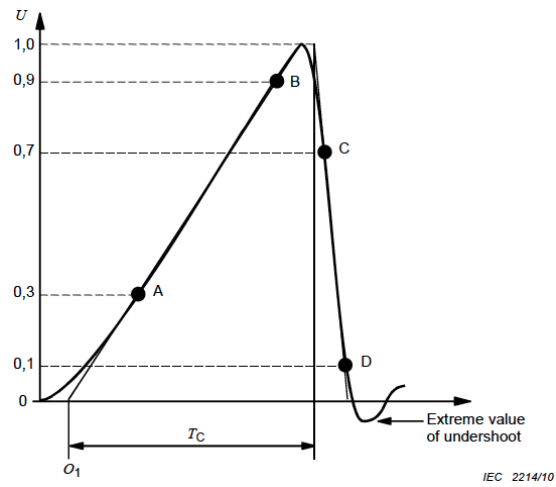
Figur 2.14: IEC 60060-1:2010 sin definisjon av standardisert lynimpuls. Figuren viser fronttiden som  $T_1$  og halvverditiden som  $T_2$ . Kilde: [26]

Som figuren viser skal tidspunktene for fronttiden  $T_1$  og halvverditiden  $T_2$  settes relativt etter et starttidspunkt. Starttidspunktet er der en rett linje mellom

verdien for 0.3 pu og 0.9 pu av spenningens maksimalamplitude skjærer nullinjen.  $T_1$  finnes ved å ta tidsdifferansen mellom verdien for 0.3 pu og 0.9 pu,  $T$ , dividert på 0.6. En standardisert lynoverspenning skal ha fronttid på 1.2  $\mu\text{s}$  med en toleranse på  $\pm 30\%$ , og en halvverditid på 50  $\mu\text{s}$  med en toleranse på  $\pm 20\%$

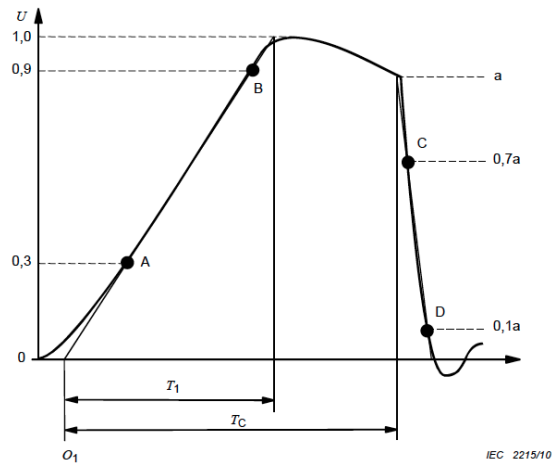
### 2.8.3 Analyse av overslag ved lynimpuls

Når det gjelder analyse av overslag ved lynimpulstesting skilles det mellom frontklippede overslag og haleklippede overslag. For analyse av frontklippede overslag er klippetiden definert som vist i figur 2.15.



Figur 2.15: IEC 60060-1:2010 sin standard for analyse av frontklippede lynimpulser.  $T_c$  er klippetiden. Kilde: [26]

Lynimpulser med klipping på halen skal analyseres som vist i figur 2.16

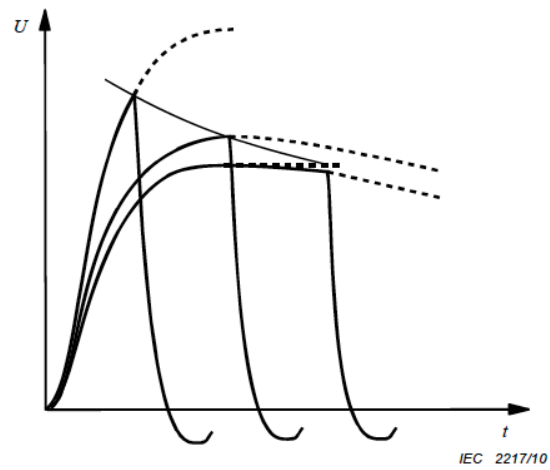


Figur 2.16: IEC 60060-1:2010 sin standard for analyse av haleklippede lynimpulser.  $T_c$  er klippetiden. Kilde: [26]

Merk at overslagsspenningen som brukes ved haleklippede støt er maksimalspenningen under lynimpulsen, ikke spenningen ved klippetiden  $T_c$

#### 2.8.4 Bestemmelse av tid/spenningskarakteristikk

Kapittel 7.1.31.2 gir sammenhengen mellom overslagsspenning og tid til kutting for impulser med samme forventede form. Denne blir funnet ved å påtrykke impulsspenninger med forskjellig forventede toppverdier, og vil gi et forventet resultat som vist i figur 2.17



Figur 2.17: Bestemmelse av tid/spenningskarakteristikk. Karakteristikken finnes ved å påtrykke spenninger av lik forventet form, med ulik forventet amplitude. Kilde: [26]

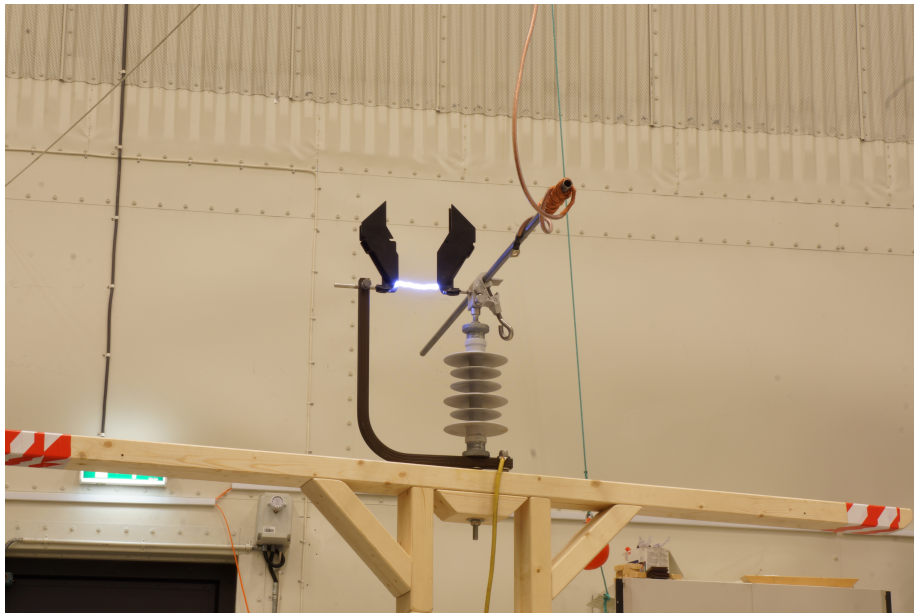
Som figuren viser vil en for steilere forløp forvente høyere overslagsspenning ved et tidligere tidspunkt.

## Kapittel 3

# Testing av gnistgap

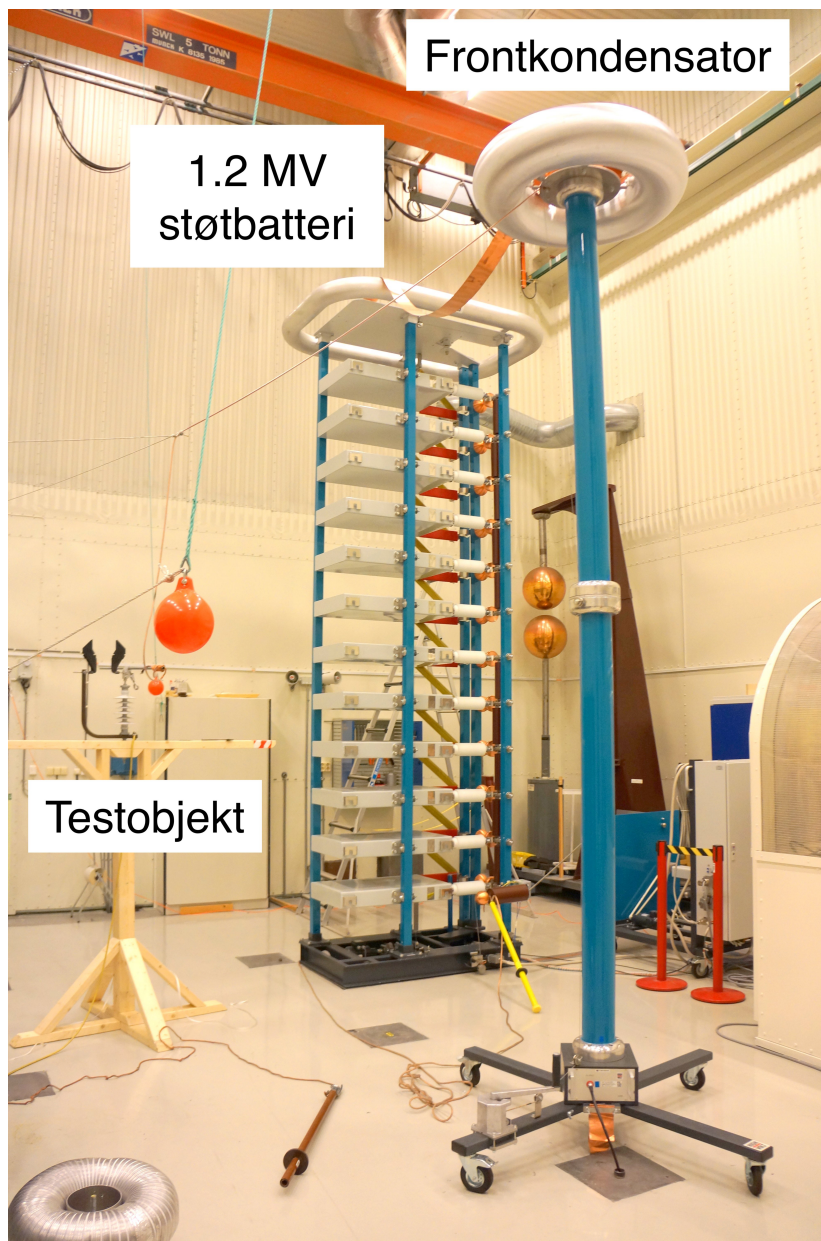
### 3.1 Metode for testing av gnistgap

Et gnistgap fra El-Tjeneste ble testet med ulike lynoverspenninger. Overslag i gnistgapet er vist i figur 3.1.



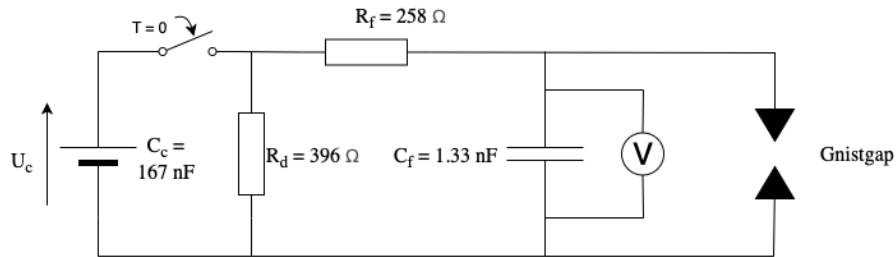
Figur 3.1: Bilde fra laboratorietesting av gnistgap med lynoverspenning.

Prøvekretsen som ble benyttet er vist i figur 3.2.



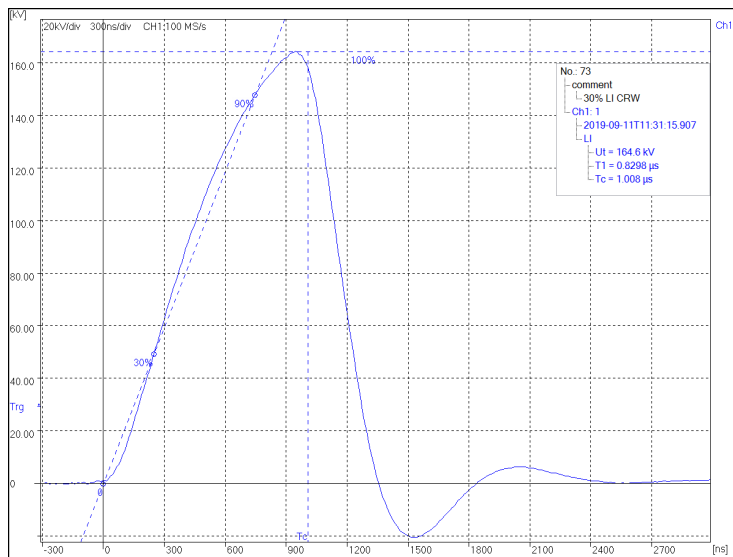
Figur 3.2: Testkrets for gnistgap.

Skjematisk ekvivalent til testkretsen er vist i figur 3.3.

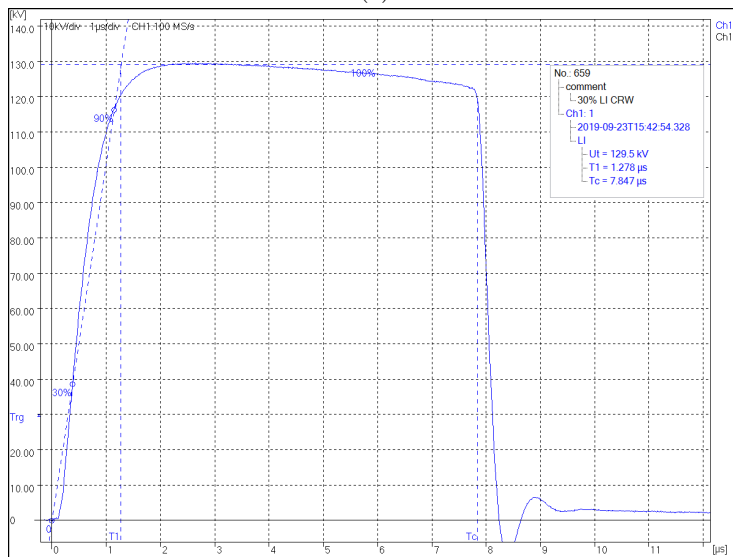


Figur 3.3: Ekvivalent til testkretsen for gnistgap.

Prøvekretsen bestod i grove trekk av delene som er vist i figuren. Støtbatteriet var et Highvoltage IP 60/1200 L med serienummer 917 409, lokalisert i rom E0015 på NTNU Gløshaugen. Dette støtbatteriet består av 12 etasjer med kondensatorer, der hver kondensator kan lades opp til maksimalt 100 kV. Kondensatorene lades opp i parallell, og en PLS-styring starter utladning av kondensatorene i serie. Impulsen blir sendt gjennom front- og halemotstander for å kalibrere formen til ønsket 1.2/50  $\mu\text{s}$  støt. I dette forsøket ble 6 av etasjene i støtbatteriet brukt. Polariteten endres fra styreenheten til støtbatteriet. Impulsen går videre til frontkondensatoren, som også er tilkoblet oscilloskop for å måle spenningen over testobjektet. Her er det litt avstand til testobjektet, som fører til noe unøyaktighet på grunn av vandreboølgens vei fra testobjekt til målepunkt. I dette forsøket ble halve frontkondensatoren brukt, noe som gav tilfredsstillende nøyaktighet på impulsen. Videre går impulsen via en kobberledning til et stålrør tilkoblet testobjektet som vist i figur 3.1. Stålrøret skal etterligne geometrien til en høyspentlinje. Jord ble tilkoblet på aluminiumsprofilen som vist i figur 3.1. Dette avviker noe fra originalt design, der jordingen skal tilkobles på en egen vinkelbolt, men det antas at dette hadde neglisjerbar påvirkning på resultatene. Oscilloscopet er tilkoblet frontkondensatoren og samlet med en hastighet på 100 millioner samples per sekund. Tid/spenningsplot blir lagret i den medfølgende programvaren HiRES IAS, der hvert støt blir gitt en ID. Støtene blir analysert automatisk etter NEK IEC 60060-1:2010 [26] sine standarder som vist i kapittel 2.8.1. To eksempler er vist i figur 3.4.



(a)



(b)

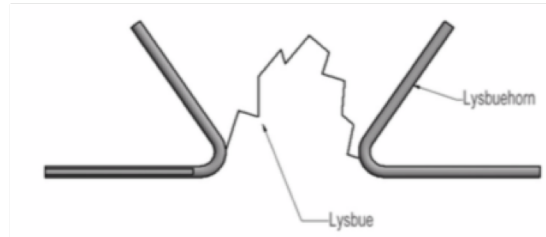
Figur 3.4: Spenning som funksjon av tid for et frontklippet støt (a) og et haleklippet støt (b). Figuren viser også den automatiske analysen av fronttid, maksimal spenning og klippetid.

Resultatene ble brukt videre i påfølgende analyser.

Gnistgapet som ble testet er en modell som er beregnet på AUS-montasje. Dette



betyr at gnistgapet kan monteres på en høyspentlinje uten å gjøre linjen spenningsløs først. Det finnes ulike versjoner av gnistgapet for ulike linjetyper og isolatortyper. Selve gapet er identisk på alle versjonene, så det antas at testing av dette gapet vil være representativt for alle gnistgapene til EL-Tjeneste. Selve gapet består av to gnisthorn som er horisontalt adskilt. En prinsippskisse er vist i figur 3.5.



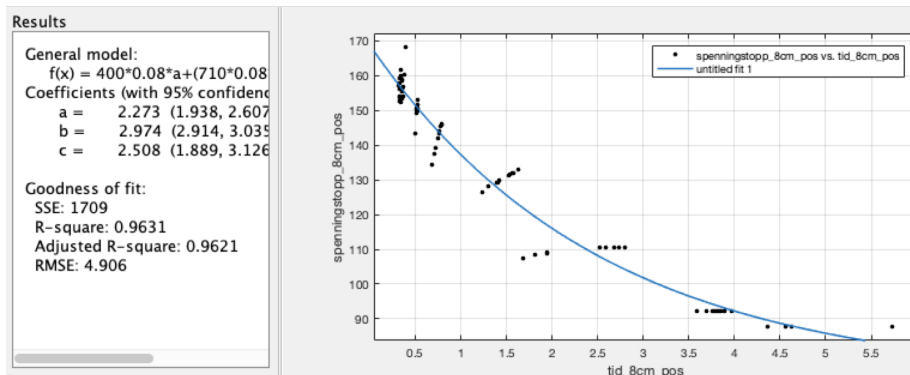
Figur 3.5: Prinsippskisse for gnistgap fra EL-Tjeneste. Kilde: [12].

Ved høye overspenninger i nettet vil gapet tenne der avstanden er minst og føre til at gapet blir ledende. Nettspenningen vil opprettholde lysbuen og den blir videre presset oppover av termiske krefter. I forsøkene her var målet å identifisere tid/spenningskarakteristikk, så det ble ikke gjort testing av den påfølgende lysbuen.

For etterbehandling av data ble følgende verdier for hvert støt tatt med videre:

- Polaritet
- Gnistgapavstand
- Ladespenning
- Maksimal spenning på støt
- Fronttid
- Klippetid
- Test-ID

Hvert støt ble gjort om til strukter i Matlab, med verdiene fra listen som innhold. For å tilpasse ulike modeller til datagrunnlaget ble det innebygde verktøyet Curve Fit Tool i Matlab brukt. Verktøyet kurvetilpasser etter egendefinerte modeller, og gir ut beste tilpassing og kvadratavvik. Funksjonen er illustrert i figur 3.6.



Figur 3.6: Eksempel på kurvetilpassing med Curve Fit Tool i Matlab.

Ligningene 3.1 og 3.2 ble brukt som generell modell, og konstantene  $K_1, K_2, \tau$  og  $K_3$  ble funnet via kurvetilpassing.

## 3.2 Modellering av luftoverslag

To ulike modeller for overslag i luftgap ble vurdert. De gir en tid/spenningskarakteristikk som vist i kapittel 2.8.4. De blir her navngitt som modell 1 og 2. Modell 1 og 2 er identisk med benevnelsen brukt i Frode Solskinnbakks masteroppgave [1].

### 3.2.1 Modell 1

Modell 1 fra [1] er vist i ligning 3.1.

$$U_b = C_1 K_1 + (C_2 K_2 - C_1 K_1) * e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (3.1)$$

Der  $U_b$  er overslagsspenningen i kV,  $C_1 = 400 \frac{\text{kV}}{\text{m}} \cdot l$ ,  $C_2 = 710 \frac{\text{kV}}{\text{m}} \cdot l$ , der  $l$  er lengden på luftgapet i meter.  $K_1, K_2$  og  $\tau$  er konstanter.  $t$  er tid etter spenningspåtrykk målt i sekund

### 3.2.2 Modell 2

Modell 2 fra [1] er vist i ligning 3.2.

$$U_b = C_1 K_1 + \frac{C_2 K_2}{t K_3} \quad (3.2)$$

Der  $U_b$  er overslagsspenning i kV.  $C_1$  og  $C_2$  er de samme som gitt i modell 1.  $K_1$ ,  $K_2$  og  $K_3$  er konstanter.

### 3.3 Resultat: tenning av gnistgap

Gnistgap ble testet med 1.2/50  $\mu$ s støt med ulik spenningsamplitude, polaritet og gapavstand i gnistgapet. Resultatene for hvilke støt som gav overslag er vist i tabell 3.1

Tabell 3.1: Antall tenninger av gnistgap av 10 forsøk på hvert spenningsnivå, polaritet og gapavstand.

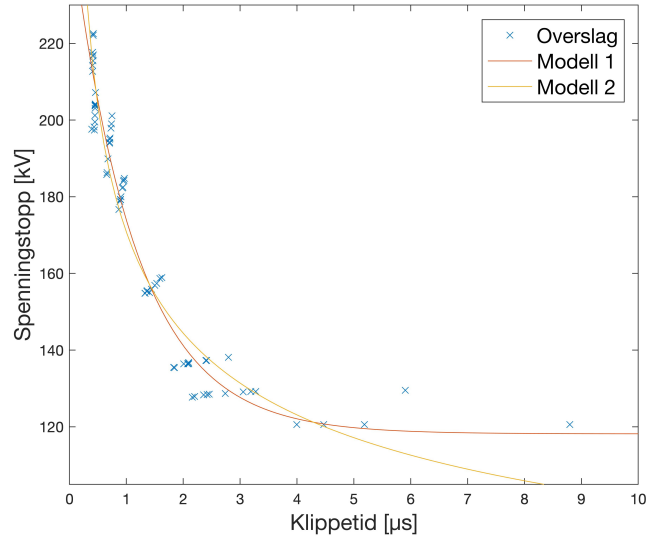
Spenningsnivå	Antall cm gnistgap og polaritet på lynimpuls									
	5 +	5 -	6 +	6 -	8 +	8 -	10 +	10 -	11.4 +	11.4 -
70.2 kV	0									
75 kV	0	0								
79.8 kV	10	8								
82.8 kV			1	3						
85.2 kV			10	10						
94.8 kV					4	7				
99.6 kV	10	10	10	10	10	10				
109.8 kV								7		
120 kV	10	10	10	10	10	10	4	10	1	
130.2 kV							10	10	5	4
139.8 kV							10	10	9	10
150 kV					10	10	10	10	10	10
160.2 kV							10	10		
180 kV	10	10	10	10			10	10	10	10
210 kV					10	10	10	10		
240 kV							10	10	10	10
270 kV							10	10		
300 kV	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10
330 kV							10	10		
480 kV	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10
570 kV	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10

## **3.4 Resultat: tid/spenningskarakteristikk for gnist-gap**

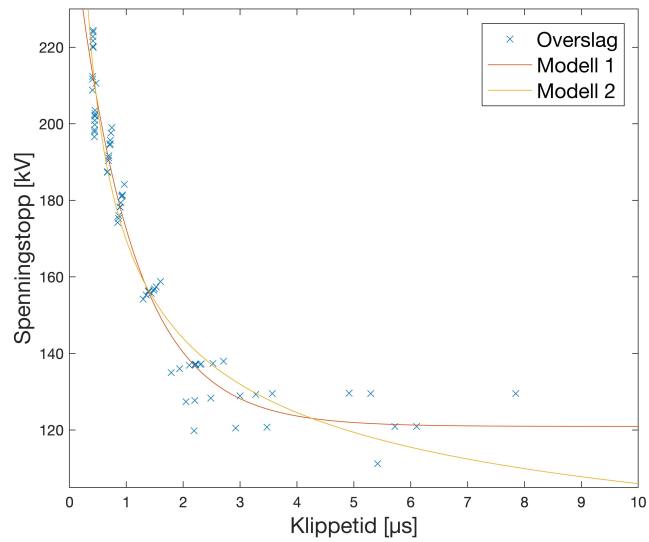
Tid/spenningskarakteristikk ble funnet for gnistgap, for ulik gapåpning og polaritet på lynimpulsen. Først presenteres resultatene fra testingen sammen med kurver for beste tilpassing etter modell 1 og modell 2. I delkapittel 3.4.6 vises en tabell med alle verdiene funnet i kurvetilpassingen etter modell 1 og modell 2.

### **3.4.1 11.4 cm gapåpning**

Resultatene fra testingen av tid/spenningskarakteristikk vist i figur 3.7, sammen med en tilpasset kurve etter modell 1 og modell 2.



(a)

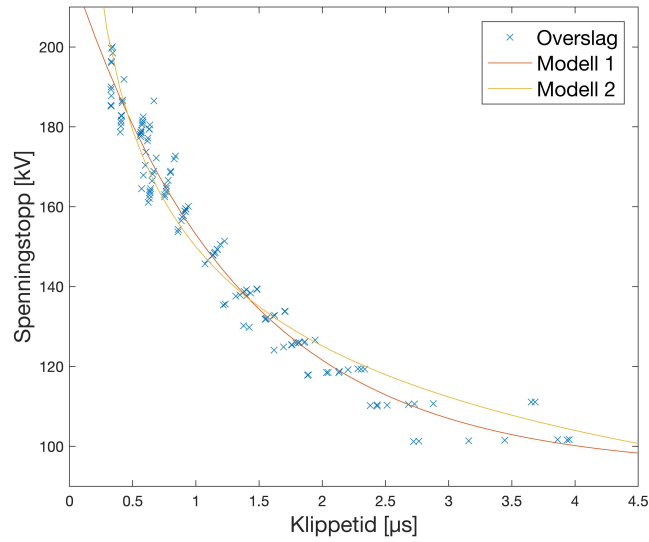


(b)

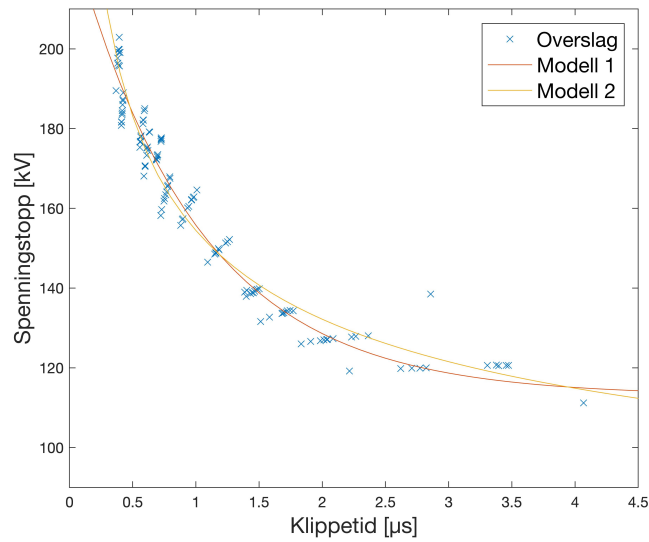
Figur 3.7: Tid/spenningskarakteristikk og justert kurvetilpassing etter modell 1 og modell 2 for et 11.4 cm gnistgap, for negativ polaritet (a) og positiv polaritet (b).

### **3.4.2 10 cm gapåpning**

Resultatene fra testingen av tid/spenningskarakteristikk vist i figur 3.8, sammen med en tilpasset kurve etter modell 1 og modell 2.



(a)



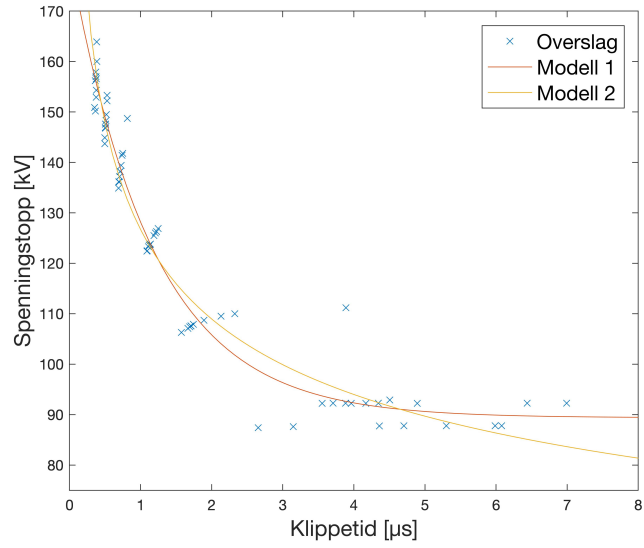
(b)

Figur 3.8: Tid/spenningskarakteristikk og justert kurvetilpassing etter modell 1 og modell 2 for et 10 cm gnistgap, for negativ polaritet (a) og positiv polaritet (b).

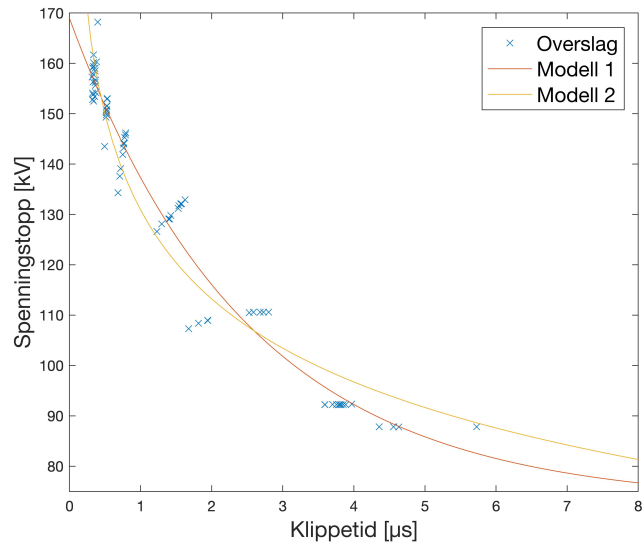
### **3.4.3 8 cm gapåpning**

Resultatene fra testingen av tid/spenningskarakteristikk vist i figur 3.9, sammen med en tilpasset kurve etter modell 1 og modell 2.





(a)

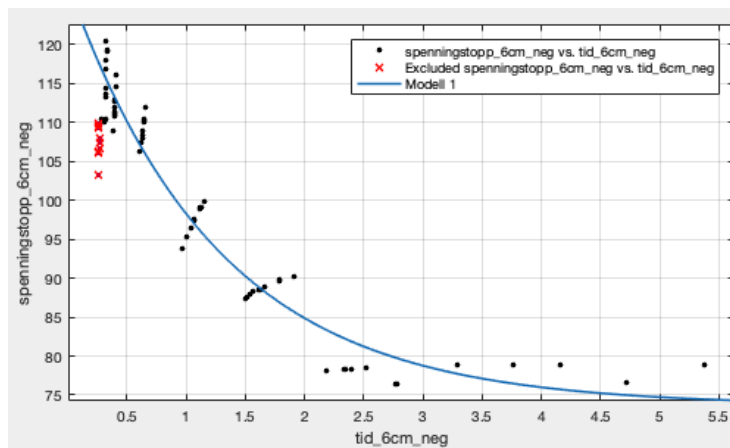


(b)

Figur 3.9: Tid/spenningskarakteristikk og justert kurvetilpassing etter modell 1 og modell 2 for et 8 cm gnistgap, for negativ polaritet (a) og positiv polaritet (b).

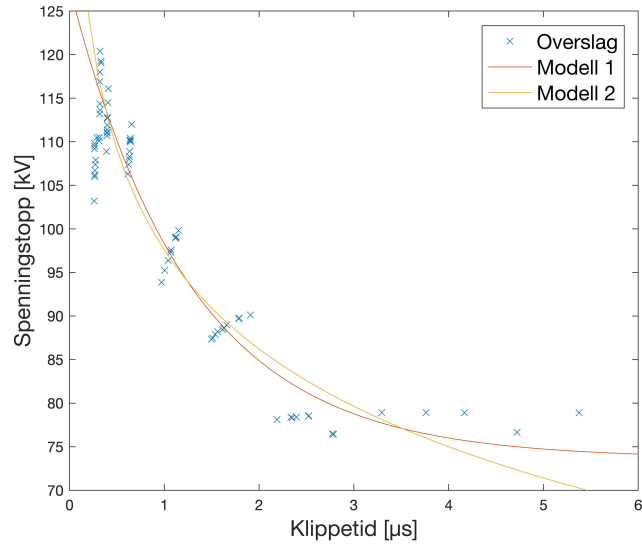
### 3.4.4 6 cm gapåpning

Her ble ikke resultatene for testing med de steileste støtspenningene i samsvar med teorien vist i kapittel 2.8.4, og verdier for de steileste forløpene ble derfor utelatt. Dette er vist i figur 3.10.

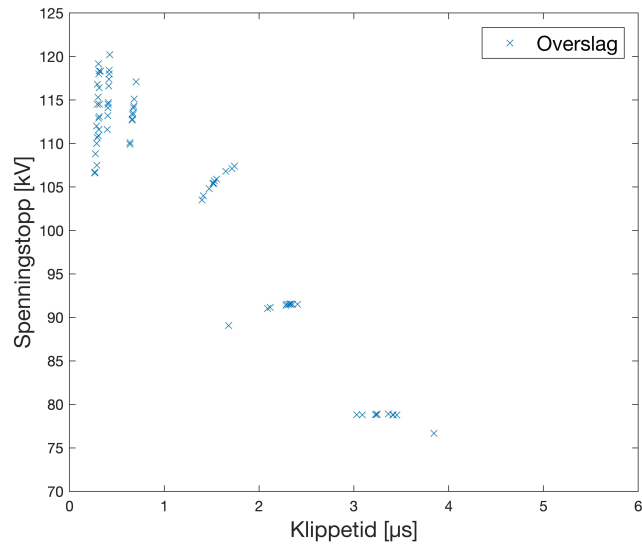


Figur 3.10: Tid/spenningskarakteristikk for 6 cm gnisgap, negativ polaritet. Resultat som avviker fra teorien ble utelatt i tilpassing av modell. De røde kryssene er verdier som ble utelatt i kurvetilpassingen

Resultatene fra testingen av tid/spenningskarakteristikk vist i figur 3.11, sammen med en tilpasset kurve etter modell 1 og modell 2.



(a)

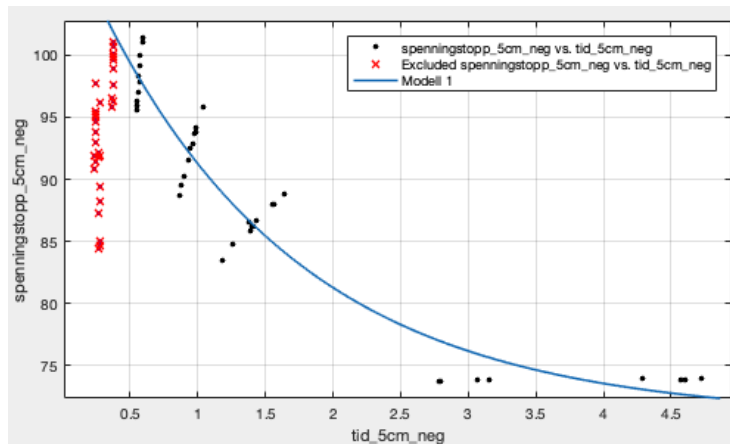


(b)

Figur 3.11: Tid/spenningskarakteristikk og justert kurvetilpassing etter modell 1 og modell 2 for et 6 cm gnistgap, for negativ polaritet (a) og positiv polaritet (b). For positiv polaritet var resultatene så spredte at modellering ikke var hensiktsmessig.

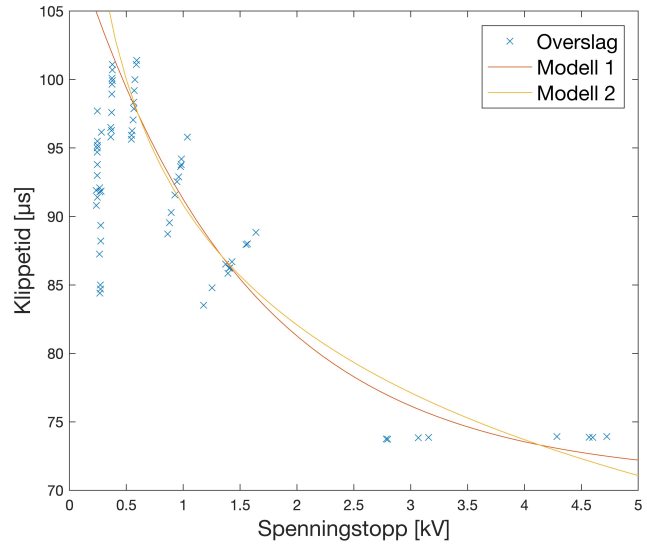
### 3.4.5 5 cm gapåpning

Her ble ikke resultatene for testing med de steileste støtspenningene i samsvar med teorien vist i kapittel 2.8.4, og verdier for de steileste forløpene ble derfor utelatt. Dette er vist i figur 3.12.

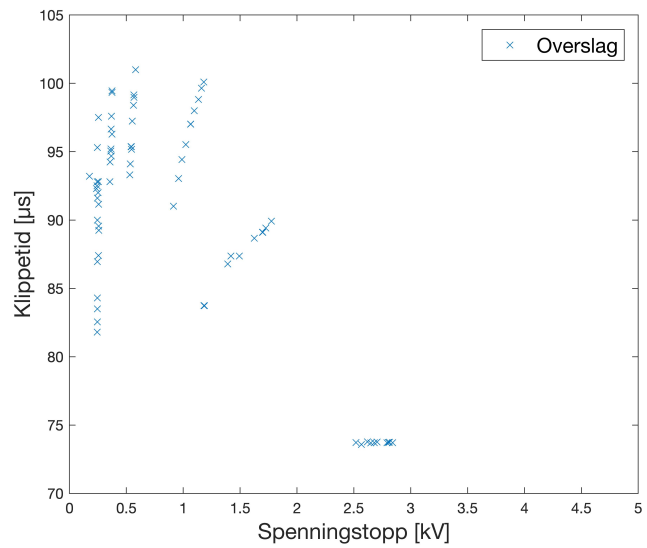


Figur 3.12: Tid/spenningskarakteristikk for 5 cm gnisgap, negativ polaritet. Resultat som avviker fra teorien ble utelatt i tilpassing av modell. De røde kryssene er verdier som ble utelatt i kurvetilpassingen.

Resultatene fra testingen av tid/spenningskarakteristikk vist i figur 3.13, sammen med en tilpasset kurve etter modell 1 og modell 2.



(a)



(b)

Figur 3.13: Tid/spenningskarakteristikk og justert kurvetilpassing etter modell 1 og modell 2 for et 5 cm gnistgap, for negativ polaritet (a) og positiv polaritet (b). For positiv polaritet var resultatene så spredte at modellering ikke var hensiktsmessig.

### 3.4.6 Oversikt over beste tilpasning

Resultatene av kurvetilpassing etter modell 1 (ligning 3.1), er vist i tabell 3.2.

Tabell 3.2: Kurvetilpassing for overslag i gnistgap etter modell 1.

Gnistgap/polaritet	l [m]	K1	K2	$\tau$	RMSE [kV]
11.4 cm negativ	0.114	2.591	3.13	$1.13 \cdot 10^{-6}$	6.601
11.4 cm positiv	0.114	2.652	3.188	$1.02 \cdot 10^{-6}$	6.862
10 cm negativ	0.1	2.357	3.109	$1.305 \cdot 10^{-6}$	5.20
10 cm positiv	0.1	2.825	3.246	$0.9899 \cdot 10^{-6}$	4.616
8 cm negativ	0.08	2.793	3.186	$1.164 \cdot 10^{-6}$	4.815
8 cm positiv	0.08	2.273	2.974	$2.508 \cdot 10^{-6}$	4.906
6 cm negativ	0.06	3.07	2.999	$1.27 \cdot 10^{-6}$	3.156
5 cm negativ	0.05	3.54	3.12	$1.493 \cdot 10^{-6}$	2.638

Resultatene av kurvetilpassing etter modell 2 (ligning 3.2), er vist i tabell 3.3.

Tabell 3.3: Kurvetilpassing for overslag i gnistgap etter modell 2.

Gnistgap/polaritet	l [m]	K1	K2	K3	RMSE [kV]
11.4 cm negativ	0.114	0.75	1.688	0.31	8.265
11.4 cm positiv	0.114	1.41	1.30	0.4021	8.288
10 cm negativ	0.1	-0.454	2.368	0.2305	7.377
10 cm positiv	0.1	1.364	1.407	0.364	5.531
8 cm negativ	0.08	0.4164	1.996	0.2455	5.499
8 cm positiv	0.08	-4.161	4.649	0.10	6.328
6 cm negativ	0.06	-31.22	19.88	0.01952	3.764
5 cm negativ	0.05	-5.574	2.358	0.06386	2.776

Som tabellene viser gav modell 1 lavest kvadratavvik og minst variasjon i konstantverdiene  $K1$ ,  $K2$ ,  $K3$  og  $\tau$ . Merk at kvadratavvikene er ikke direkte sammenlignbare fra gapavstand til gapavstand da antall forsøk og overslag på hvert spenningsnivå er forskjellig. De er likevel sammenlignbare for lik gapavstand med ulik polaritet.

## Kapittel 4

# Testing av nullpunktsikring

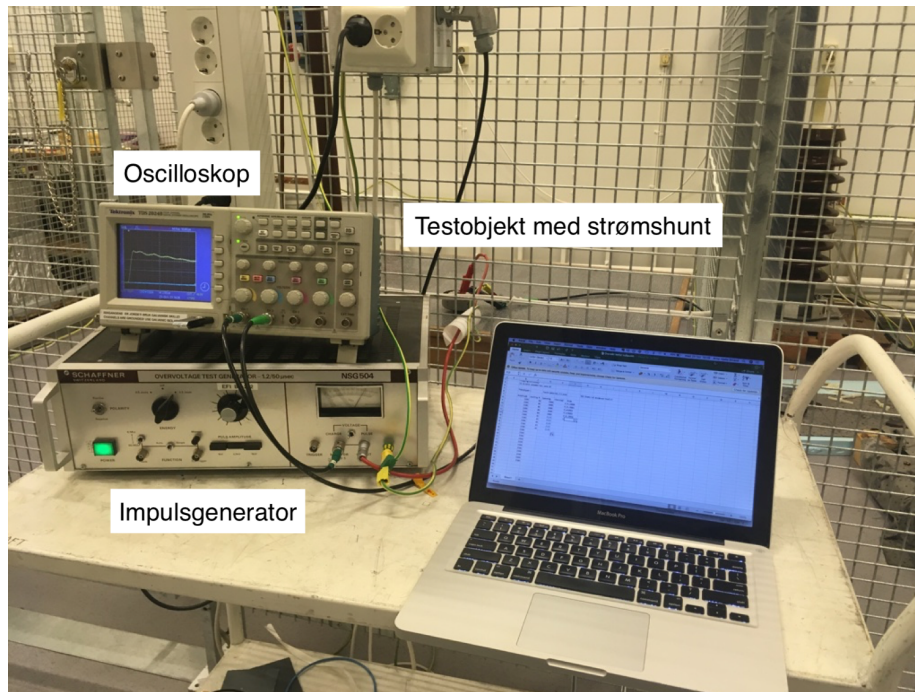
### 4.1 Metode for testing av nullpunktsikring

Tre ulike avlederelement ble mottatt fra El-Tjeneste. Testobjektene ble nummerert fra 1 til 3, og blir omtalt som TO1, TO2 og TO3.

To ulike testoppsett ble brukt for testing av nullpunktsikring.

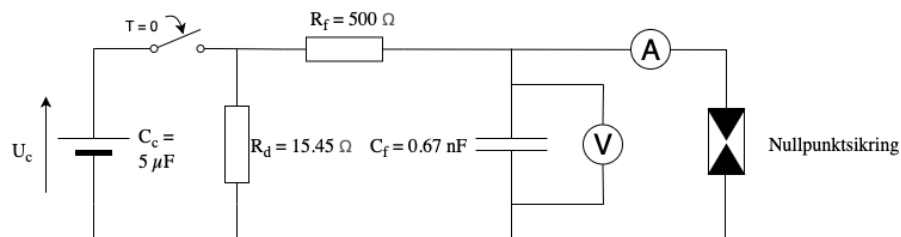
#### 4.1.1 Testoppsett 1: opp til 5 kV

Testoppsett 1 for spenninger opp til 5 kV er vist i figur 4.1.



Figur 4.1: Testoppsett 1 for testing av nullpunktsikring. Utgangsspenning fra impulsgeneratoren måles direkte, og strømmen måles ved hjelp av en måleshunt.

Ekvivalent skjema for testkretsen er vist i figur 4.2.



Figur 4.2: Skjema for testkrets 1 med Schaffner NSG 504 impulsgenerator.

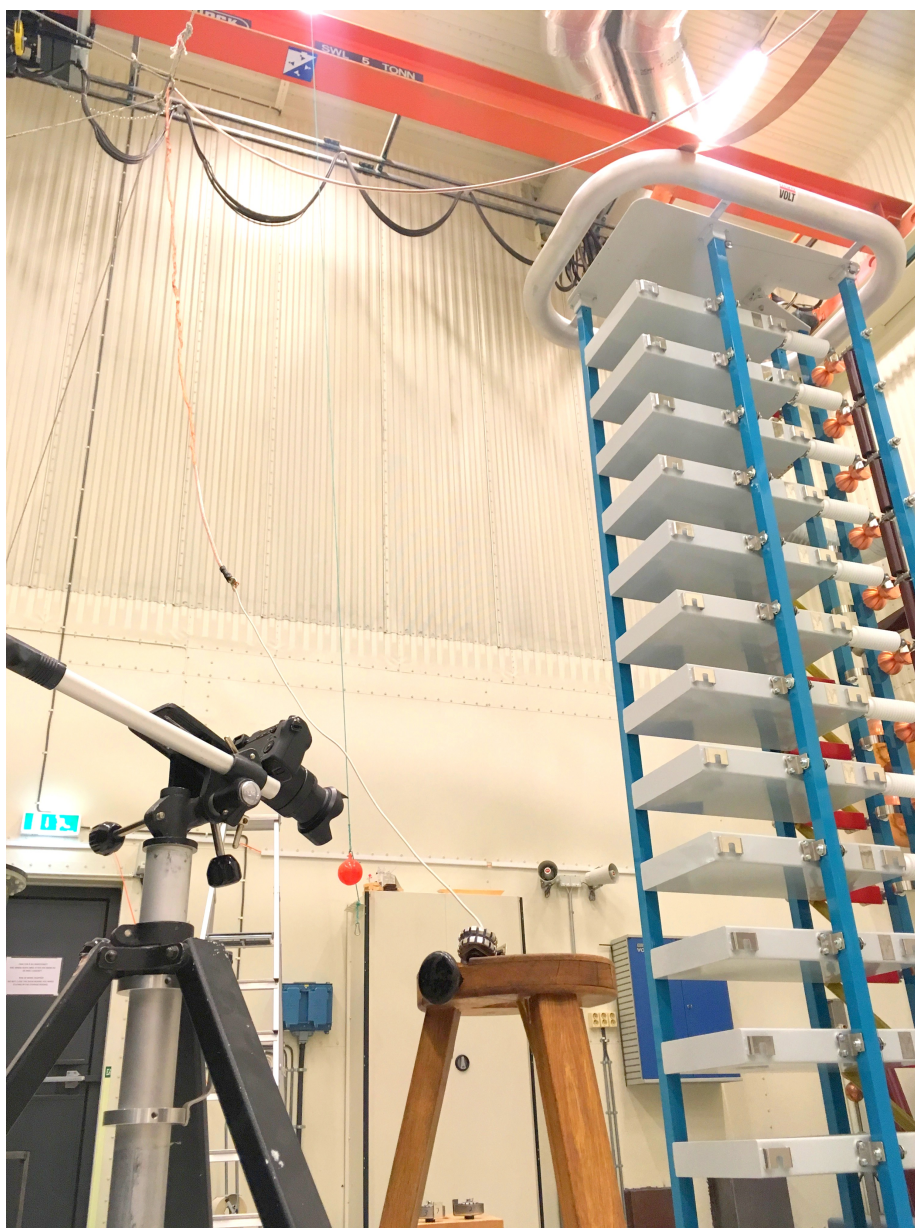
Impulsgeneratoren er av typen Schaffner NSG 504 med serienummer 00239. Denne skal levere 1.2/50  $\mu$ s støt fra 0 til 5 kV. Denne er tyristorstyrt, og ladespenningen reguleres ved hjelp av et potmeter. På et analogt display kan ladespenningen leses av i prosent av maksimal ladespenning. Maksimal ladespenning kan velges som 1 kV, 2.5 kV eller 5 kV. Utgangsspenningen ble målt direkte fra en separat utgang på impulsgeneratoren. Impulsen ble sendt gjennom en



måleshunt for strøm til testobjektet. Måleshunten hadde to viklinger, så den effektive strømmen ble halvert i etterbehandlingen av dataene. Målingene av strøm og spenning ble registrert på oscilloskop. Fra oscilloskopet ble det eksportert en mappe for hvert støt som inneholdt en CSV-fil for strøm, en CSV-fil for spenning (CSV) og et bilde fra displayet.

#### **4.1.2 Testoppsett 2: 5-30 kV**

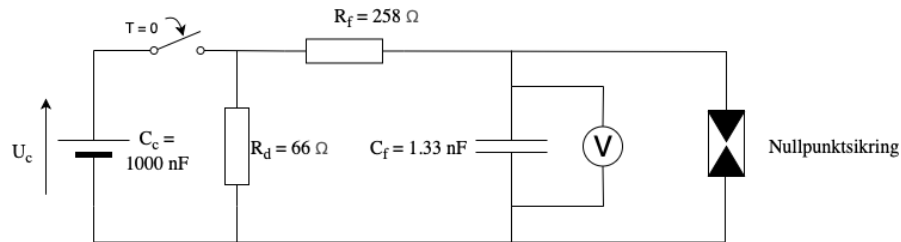
På grunn av begrensningene for spenning på impulsgeneratoren, ble også 1.2 MV støtbatteriet som ble brukt til testing av gnistgap benyttet for testing av nullpunktsikring. Testoppsett 2 er vist i figur 4.3.



Figur 4.3: Testoppsett 2 for testing av nullpunktsikring fra 5-30 kV. Frontkondensatoren vises ikke i bildet.

Et kamera ble rigget opp for å dokumentere overslag i nullpunktsikringen. For å få lav nok utgangsspenning ble 1 etasje av støtbatteriet brukt. For å tilpasse impulsen til et standardisert  $1.2 \mu\text{s}$  støt, ble det produsert kortslutningslasker av

aluminium for å få riktig front- og halemotstand i kretsen. En ekvivalent krets er vist i figur 4.4.



Figur 4.4: Ekvivalent krets til testkrets 2 for nullpunktsikring.

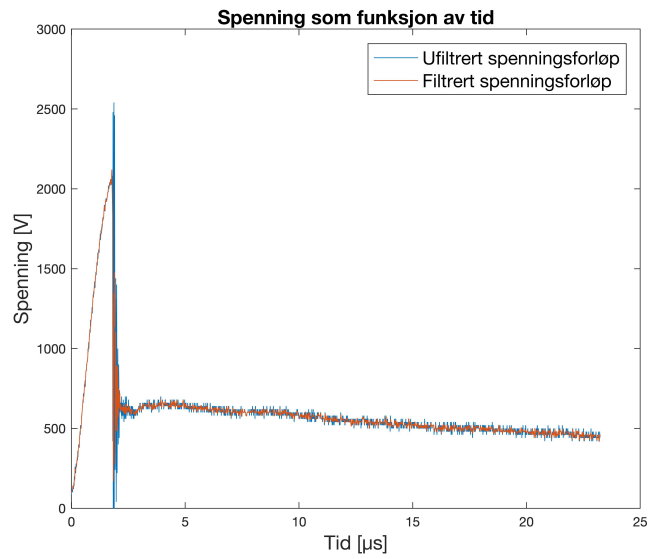
## 4.2 Etterbehandling av resultat fra testing av nullpunktsikring

Dataene ble hentet ut som CSV-filer, og ble etterbehandlet i et egenprodusert skript i matlab. Det ble i likhet med i tidligere forsøk fra EFI LR F2299, EFI LR 1582 og EFI LR F2314 ikke funnet nasjonale eller internasjonale normer for testing av nullpunktsikring. Det er derfor tatt utgangspunkt i IEC 60060-1 for karakterisering av overslag i luftgapet (fronttid, maksimal spenning, klippetid og justering av tidsaksen). Spenning og strøm-seriene ble filtrert med et justert lavpassfilter for å filtrere vekk høyfrekvent støy. NEK IEC 60060-1 tillater bruk av FIR-filter for etterbehandling av data. Et FIR-filter ble brukt i denne testingen, og etter filtrering ble faseskiftet rettet. Filteret er vist i figur 4.5

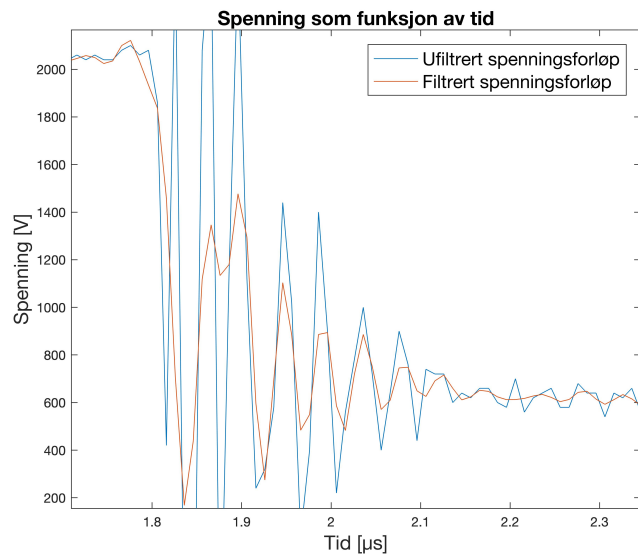
```
function filtrert = lavpassfilter(verdier)
d = designfilt('lowpassfir', 'FilterOrder',20,'CutoffFrequency',0.49); %FIR-filter
filtrert = filtfilt(d,verdier); %Nullstiller faseskift
end
```

Figur 4.5: Lavpassfilteret brukt i etterbehandlingen av måledata.

Effekten av filtreringen er vist i figur 4.6.



(a)



(b)

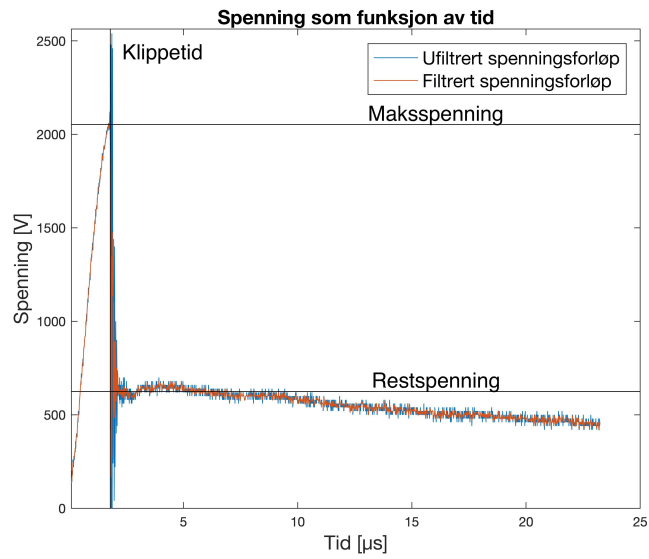
Figur 4.6: Effekten av lavpassfiltrering. Den blå linjen er de ubehandlede måleverdiene, mens den oransje linjen er det filtrerte måleverdiene. Figur (a) viser et komplett spenningsforløp, mens figur (b) er en forstørring fra samme forløpet.

Som figuren viser påvirker filtreringen resultatet i liten grad, men filtrerer vekk noe av oscillasjonene som oppstår i kretsen.

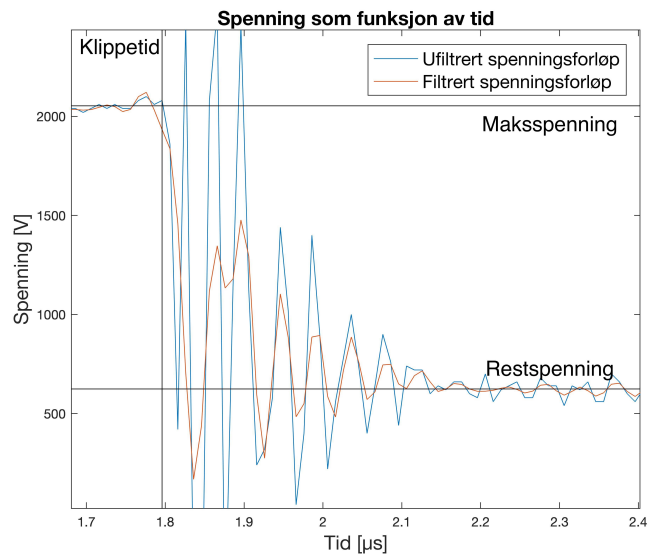
Både den ufiltrerte og den filtrerte verdiene ble plottet for kontroll av resultatene, for å sikre at ikke filtreringen gav for store utslag i resultatene.

For definisjon av restspenning ble det valgt spenningen over testobjektet etter overslag, etter at spenningen hadde stabilisert seg. Kriteriet som ble valgt var at gjennomsnittsspenningen for de neste 100 verdiene skulle være mindre enn en gitt differanse fra verdien som det ble sammenlignet med. Denne differanseverdien ble justert fra 0.1 til 20 volt for å få konsistente resultat. Maksimal strøm ble målt ut fra toppverdien av strømkurven.

Alle resultatene ble etterkontrollert manuelt for å sikre at analysen var korrekt. Dette ble gjort ved å plote linjer for alle verdiene som ble hentet ut, som vist i figur 4.7.



(a)



(b)

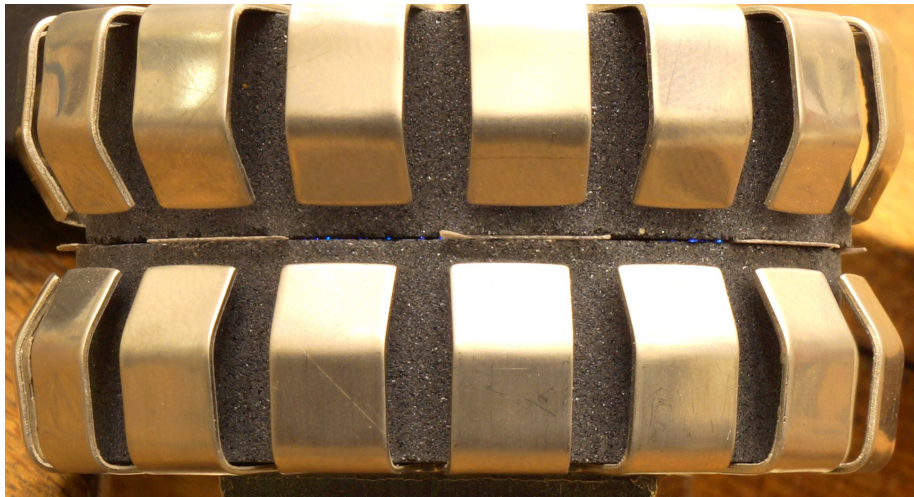
Figur 4.7: Kontroll av resultat. Figur (a) viser komplett forløp, mens figur (b) viser et forstørret bilde med forklaring.

Tid/spenningskarakteristikk ble vurdert på samme måte som for gnistgap vist

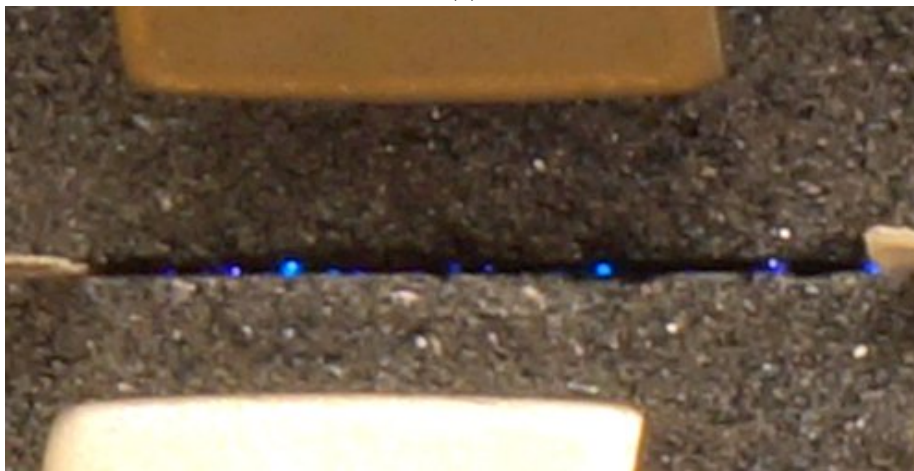
i kapittel 3, og funnet via kurvetilpassing i Matlab Curve Fit Tool.

### 4.3 Resultat: tenninger i indre gap

Et bilde av tenning i indre luftgap på nullpunktsikring er vist i figur 4.8.



(a)



(b)

Figur 4.8: Overslag i indre luftgap. Bilde (a) viser hele TO1, og bilde (b) er zoomet inn for å fremheve at overslaget består av mange mindre overslag.

Resultatene for hvilke spenningsstøt som førte til tenning i indre luftgap er vist i tabell 4.1.

Tabell 4.1: Oversikt over tenninger av nullpunktsikring som funksjon av ladespenning.

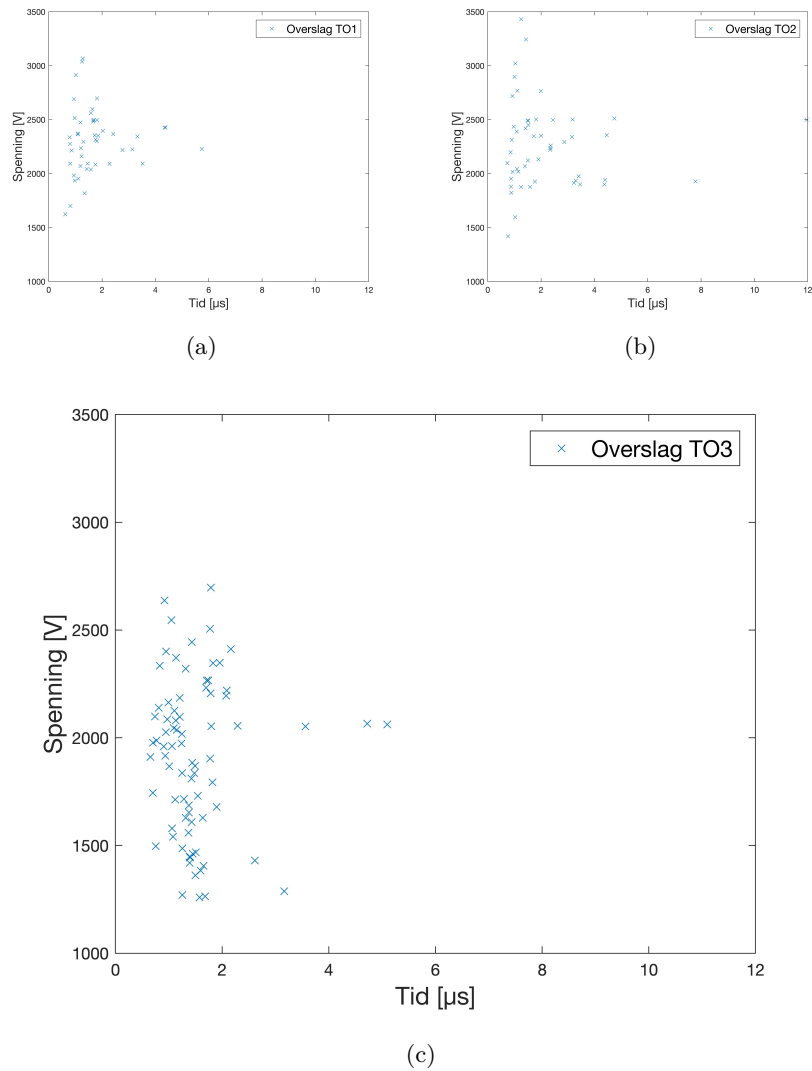
Spennning (V)	TO1		TO2		TO3	
	Tenninger	Forsøk	Tenninger	Forsøk	Tenninger	Forsøk
1250					0	5
1375					3	5
1500					5	5
1625					5	5
1750					5	5
1875			0	5	5	5
1950			0	5		
1975			4	5		
2000	0	5	5	5	5	5
2125	3	5	0	5	5	5
2250	3	5	0	5	4	5
2375	5	5	5	5	5	5
2500	5	5	5	5	5	5
2750	5	5	5	5	5	5
3000	5	5	5	5	5	5
3500	5	5	5	5	5	5
4000	5	5	5	5	5	5
4500	5	5	5	5	5	5
5000	5	5	5	5	5	5

Som tabellen viser er det stor forskjell i tennspenning på de ulike testobjektene. Merk også at en ladespenning på 2000 V for TO2 førte til 5 overslag, mens når spenningen ble økt til 2125 V og 2250 V ble det ingen overslag. TO3 hadde ett støt på 2250 V som ikke førte til overslag, til tross for at alle de andre støtene fra 1500 V og oppover førte til overslag.

#### 4.4 Resultat tid/spenningskarakteristikk for indre luftgap

Tid/spenningskarakteristikk ble funnet for det indre luftgapet. Først ble det forsøkt å finne dette med laboppsettet vist i figur 4.1. Resultatene for testingen av de tre testobjektene er vist i figur 4.9.

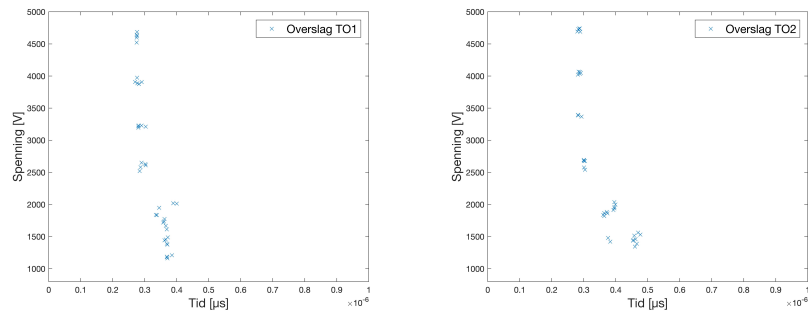




Figur 4.9: Tid-spenningskarakteristikk for overslag i luftgap i de tre nullpunkt-sikringene.

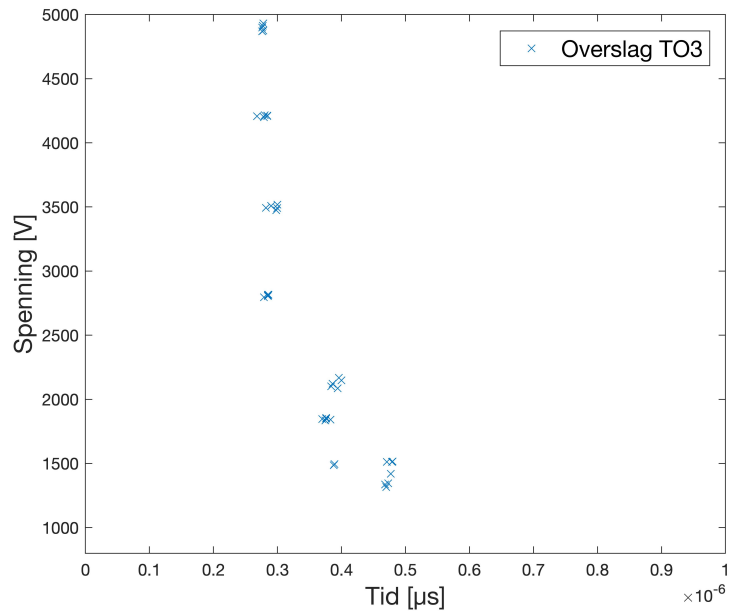
Som figurene viser var det svært stor spredning i resultatene, og resultatene stemmer ikke med teoretisk tid/spenningskarakteristikk for luftgap som beskrevet i kapittel 2.8.4.

Deretter ble det utført tester med laboppsett 2 som vist i figur 4.10. Her ble det testet med ladespenninger på 5-30 kV. Tid-spenningskarakteristikk for de tre testobjektene ble som vist i figur 4.10



(a)

(b)

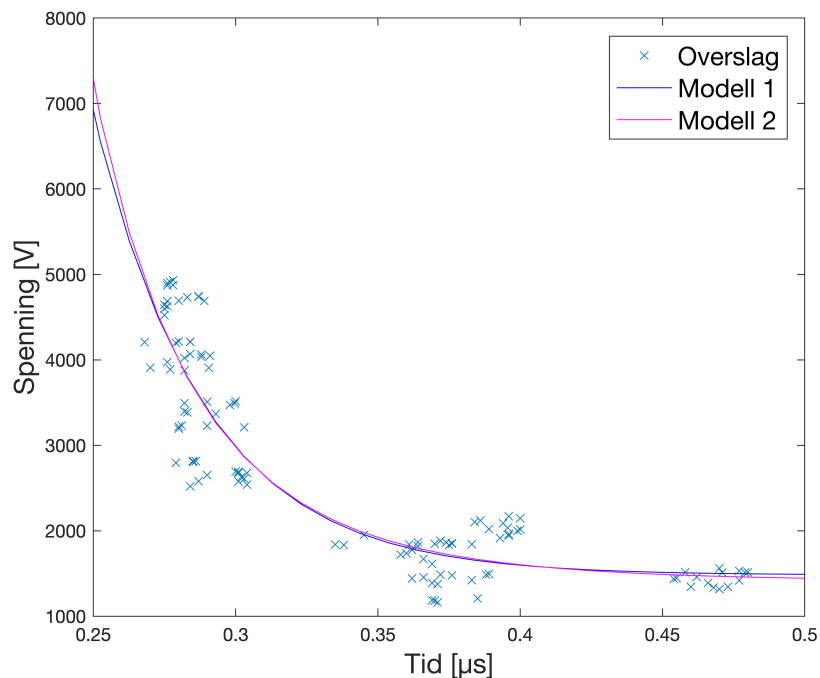


(c)

Figur 4.10: Tid-spenningskarakteristikk for de tre testobjektene testet med støtbatteri

Som figurene viser ble resultatene langt mer konsistente, og tid/spenningskarakteristikken ligner på den teoretiske som vist i kapittel 2.8.4.

Tid/spenningskurven for alle tre testobjektene kombinert er vist i figur 4.11 sammen med beste kurvetilpassing med modell 1 og 2.



Figur 4.11: Tid/spenningskarakteristikk for overslag i indre gnistgap på NPS240. Beste kurvetilpassing med modell 1 og modell 2 er vist som kurver.

Formelen brukt for kurvetilpassing var tilsvarende som modell 1:

$$U_b = 400000 \cdot l \cdot K1 + (710000 \cdot l \cdot K2 - 400000 \cdot l \cdot K1) \cdot \exp\left(\frac{-t}{\tau}\right)$$

Der  $U_b$  er overslagsspenning i V,  $l$  er lengden på luftgapet som ble satt til 0.00015 meter og  $t$  er tid i sekund.

Beste kurvetilpassing for modell 1 er vist i tabell 4.2.

Tabell 4.2: Kurvetilpassing etter modell 1 for tid/spenningskarakteristikk for nullpunktsikring.

Testobjekt	K1	K2	$\tau$	RMSE [V]
1	23.1	115600	$0.0327 \cdot 10^{-6}$	429
2	26.58	271333	$0.03036 \cdot 10^{-6}$	436.7
3	24.04	4407	$0.05375 \cdot 10^{-6}$	519
Kombinert	24.69	31020	$0.03897 \cdot 10^{-6}$	490.3

For modell 2 ble følgende formel brukt

$$U_b = 400000 \cdot l \cdot K1 + 710000 \cdot l \cdot K2 / (t \cdot 10^6)^{K3}$$

Der  $U_b$  er overslagsspenning i V,  $l$  er lengden på luftgapet som ble satt til 0.00015 meter og  $t$  er tid i sekund. Beste kurvetilpassing for modell 2 er vist i tabell 4.3.

Tabell 4.3: Kurvetilpassing etter modell 2 for tid/spenningskarakteristikk for nullpunktsikring.

Testobjekt	K1	K2	K3	RMSE [V]
1	21.81	0.000472	8.471	428.8
2	25.82	0.0001978	9.295	436.2
3	22.28	0.0275	5.352	516.1
Kombinert	23.41	0.002533	7.199	491.3

Som tabellene og figur 4.11 viser, er det ikke stort avvik mellom modellene. Det er noe lavere kvadratavvik for modell 1 enn for modell 2.

## 4.5 Tenning i ytre gap

For testobjekt 3 skjedde det også tenninger i ytre gap. Dette er vist i figur 4.12

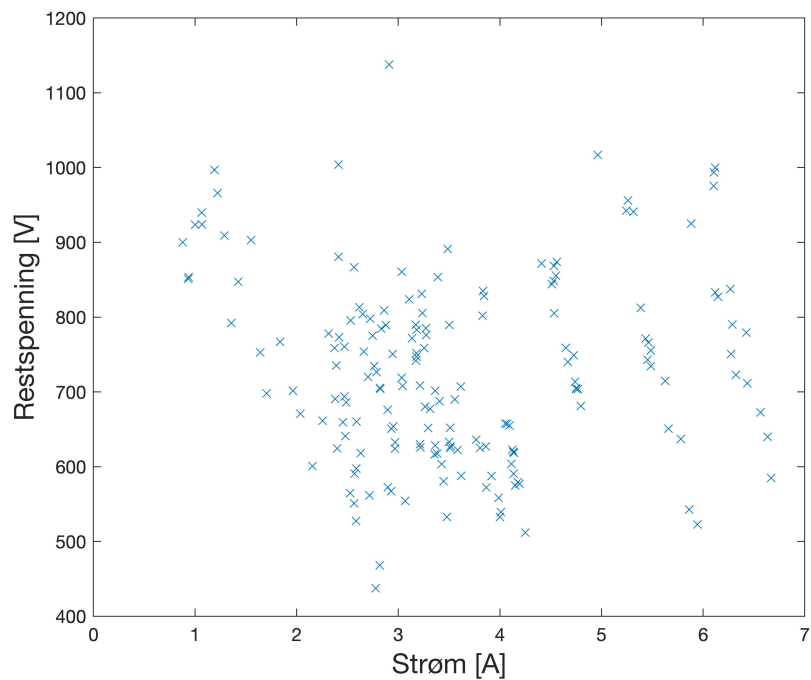


Figur 4.12: Overslag i ytre gap på testobjekt 3

Overslag i ytre gap oppstod ved 5 kV ladespenning og høyere for testobjekt 3. Ved nærmere ettersyn viser det seg at det ytre stålgapet var litt forskjøvet fra senter. Dette medførte kort avstand fra SiC-elementet til det ytre stålgapet. Ved tenning i det ytre gapet vil avlederelementet ha dårligere selvslukkende egenskaper, siden en ikke får en restspenning over SiC-blokken i serie med luftgapet.

## 4.6 Strøm/spenningskarakteristikk for avleder

I testkrets 1 ble det også gjort strømmålinger. Dermed ble både restspenning og strøm gjennom avlederen registrert. Det ble forsøkt å plote restspenning som funksjon av strøm gjennom avlederelementet, som vist i figur 4.13.



Figur 4.13: Strøm ved restspenning for nullpunktsikring.

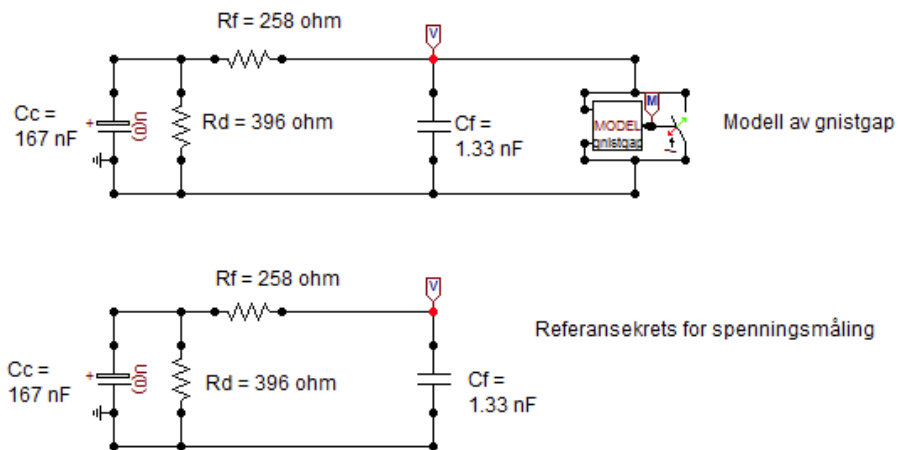
Som figuren viser var det svært stor spredning av resultatene for restspenning som funksjon av strøm. Det var derfor ikke mulig å konkludere med en karakteristikk ut fra disse målingene. SiC-blokken er en ulineær motstand, og vil lede langt høyere strømmer for høyere spenninger, så strømtester ved høyere spenninger må utføres om en skal få bedre data på dette.

## Kapittel 5

# Modellering av gnistgap

### 5.1 Ekvivalent labkrets for verifikasjon av modeller

For å modellere gnistgap ble en ekvivalent krets til testkretsen vist i figur 3.2 modellert i ATPDraw, som vist i figur 5.1.



Figur 5.1: Testkrets 1 for modellering av gnistgap.

Deretter ble resultatene sammenlignet med overslag registrert i fra labtesting

for å validere modellen.

## 5.2 Modell av gnistgap

Et gnistgap ble modellert ved å bruke et skript i funksjonen *Model* i ATPDraw. Skriptet styrer tre brytere som forbinder faselinjene til jord. Modellskriptet er vist i figur 5.2.

```
MODEL gnist3f
comment-----
|Empirisk modell for overslag i gnistgap      |
| Samarbeid Prof. Hans Kristian Høidalen    |
| og Arne Hjelle Strand                     |
| Input: Voltage across the insulator        |
| Output: Close command for the TACS switch |
-----endcomment
INPUT UP[1..3], UT
OUTPUT CLOSE[1..3] --output of the model. The model must be connected to a TACS switch.

DATA D {dflt: 0.1}, tau {dflt: 0.5E-6}, K1 {DFLT:2800}, K2 {DFLT:2900}, U0 {DFLT:100000}
VAR CLOSE[1..3], U[1..3], TT[1..3], VTCHAR[1..3], C1, C2, VFLASH[1..3],i

INIT
  CLOSE[1..3]:=open    --TACS switch initially open
  TT[1..3]:=0
  C1:=400*D            --for the volt-time curve
  C2:=710*D           --for the volt-time curve
  VFLASH[1..3]:=0

ENDINIT

EXEC
  FOR i:=1 TO 3 DO
    U[i]:= ABS(UP[i]-UT)    --(V) Voltage across insulator string/gap

    --Volt-time curve 0
    IF (U[i] > U0 AND CLOSE[i]=open) THEN
      TT[i]:=TT[i]+timestep --Current time is seconds
      VTCHAR[i]:=C1*K1 + (C2*K2-C1*K1)*exp(-TT[i]/tau) --Flashover voltage in V
      if U[i]>VTCHAR[i] then
        CLOSE[i]:=closed
        VFLASH[i]:= VTCHAR[i]
      endif
    endif
  ENDIF

ENDFOR
ENDEXEC
ENDMODEL
```

Figur 5.2: Skript brukt for modellering av gnistgap i ATPDraw.

Skriptet sammenligner spenningen mellom tilkoblingene med en valgfri karakteristikk. Om spenningen kommer over et minstenivå  $U_0$ , settes et tidsstempel  $TT = 0$ . Deretter sammenlignes spenningen over modellen  $U(t)$  med en tid/spenningskarakteristikk  $VTChar(TT)$ . Dersom  $U(t)$  overstiger  $VTChar(TT)$ , lukkes en bryter. Dette tilsvarer et overslag i et gnistgap, gitt at spenningen over



lysbuen  $U_{lysbue} \approx 0$  V. Fra kapittel 3 ble det funnet tid/spenningskarakteristikk for gnistgap med ulik gapavstand og ved ulik polaritet. Kurvetilpassingen etter modell 1 ble brukt i modelleringen. Modellene ble justert for gnistgapavstand og konstantene  $K1$ ,  $K2$  og  $\tau$  funnet i tabell 3.2. Noe unøyaktighet oppstår siden to hensyn ønskes ivaretatt:

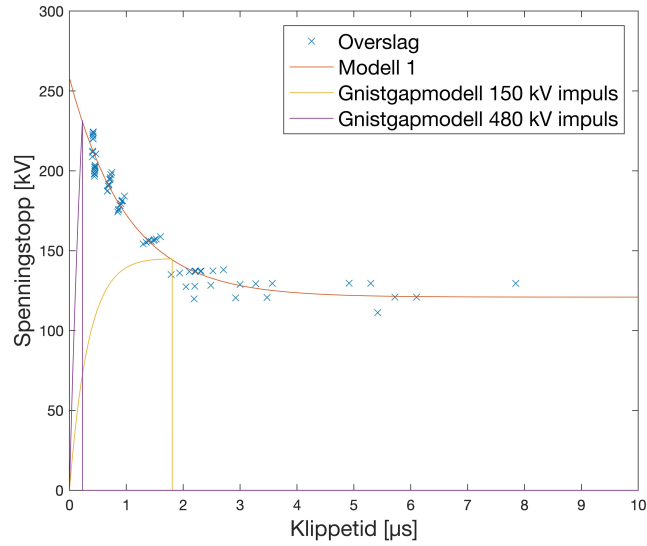
- Ved et 1.2/50  $\mu$ s støt skal modellen gi overslag som fra testingen i kapittel 3.
- Tidsstempelet  $TT = 0$  må bare settes ved tilstrekkelig høye spenninger.  $U_0$  slik at det er reelt at et overslag kan utvikle seg.

Verdien for  $U_0$  bør derfor settes så lavt som mulig, uten at uønskede tenninger oppstår for den gitte situasjonen en simulerer.

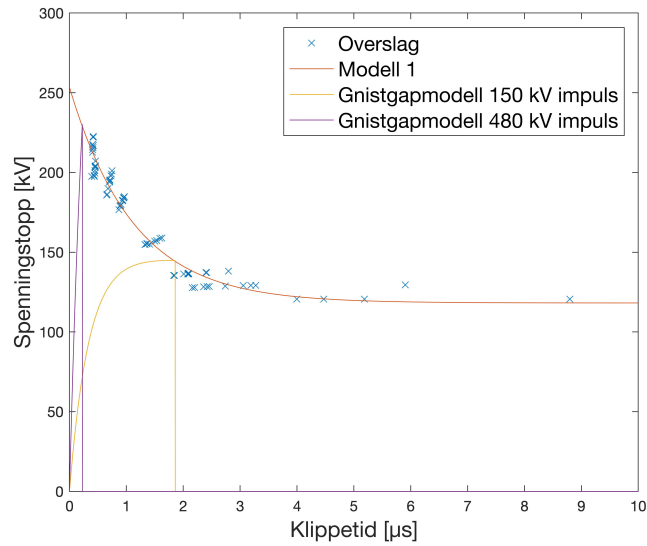
## 5.3 Validering av modeller for gnistgap

### 5.3.1 11.4 cm gapavstand

Testing av modellen er sammenstilt med resultat fra laboratorietest av gnistgap, og presentert i figur 5.3.



(a)

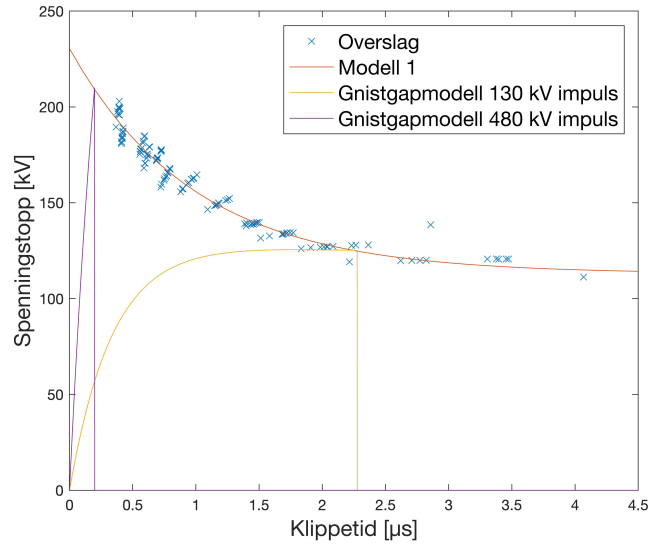


(b)

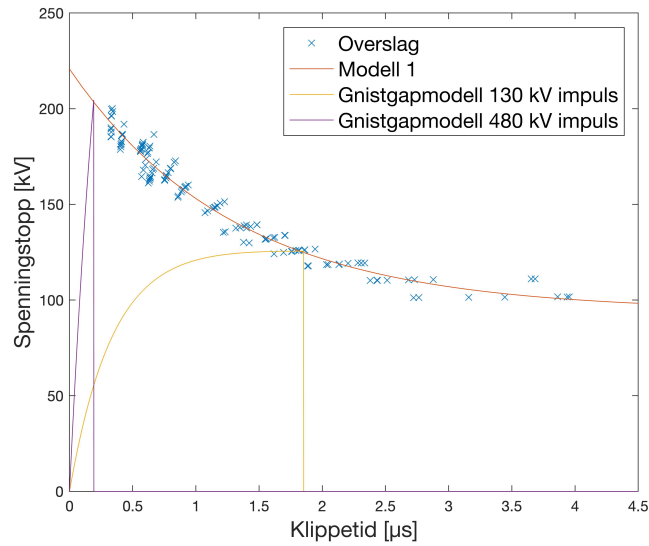
Figur 5.3: Validering av modell av et 11.4 cm gnistgap, ved 150 kV og 480 kV impuls for positiv polaritet (a), og negativ polaritet (b). Den gule kurven viser simulert spenningsforløp ved 150 kV impuls, den lille kurven viser simulert spenningsforløp ved 480 kV impuls, de blå kryssene viser overslag i laboratorietest, og den røde kurven viser beste kurvetilpassing etter modell 1 fra laboratorietest.

### **5.3.2 10 cm gapavstand**

Testing av modellen er sammenstilt med resultat fra laboratorietest av gnistgap, og presentert i figur 5.4.



(a)



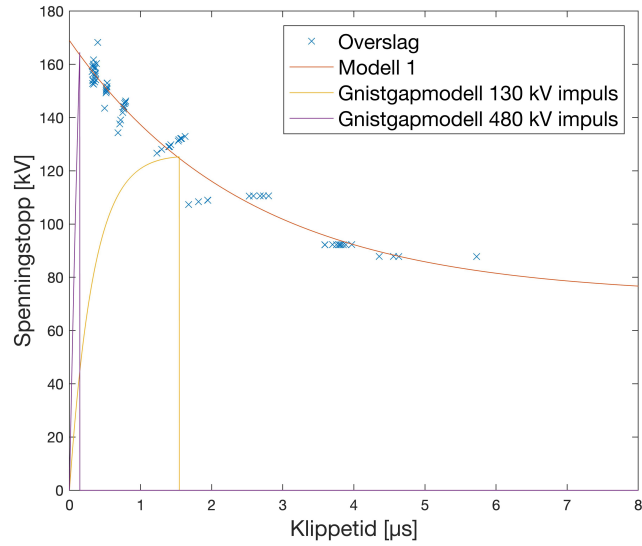
(b)

Figur 5.4: Validering av modeller av et 10 cm gnistgap, ved 130 kV og 480 kV impuls for positiv polaritet (figur (a)) og negativ polaritet (figur (b)). Den gule kurven viser simulert spenningsforløp ved 130 kV impuls, den lilla kurven viser simulert spenningsforløp ved 480 kV impuls, de blå kryssene viser overslag i laboratorietest, og den røde kurven viser beste kurvetilpassing etter modell 1 fra laboratorietest.

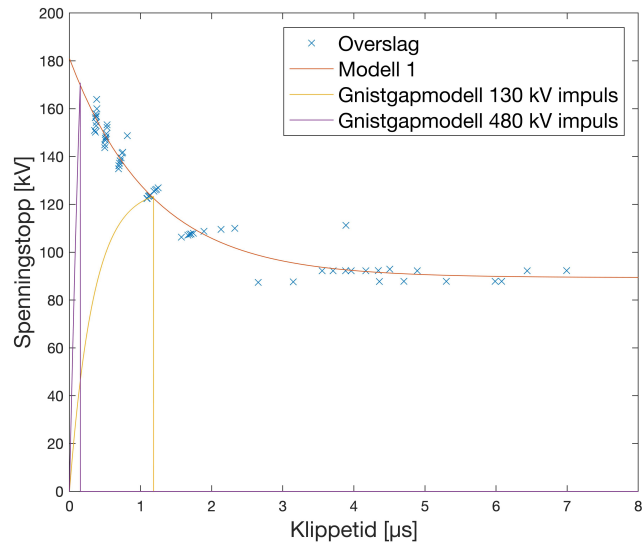
Som figurene viser fungerer gnistgapmodellen i simuleringene som tiltenkt, og følger karakteristikken til beste kurvetilpassing til modell 1.

### **5.3.3 8 cm gapavstand**

Testing av modellen er sammenstilt med resultat fra laboratorietest av gnistgap, og presentert i figur 5.5.



(a)

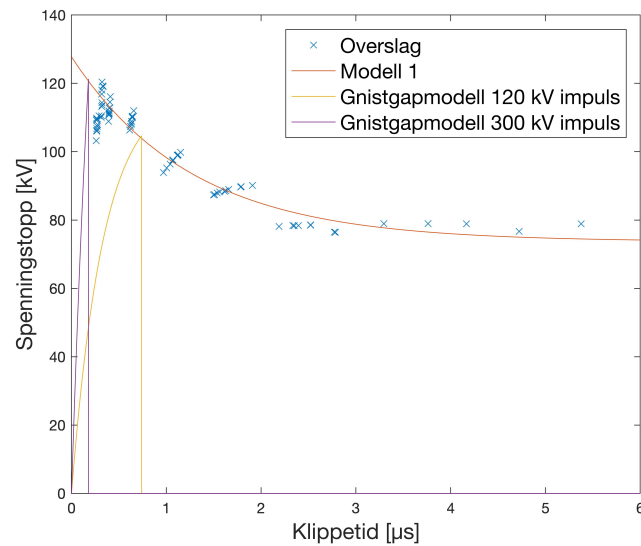


(b)

Figur 5.5: Validering av modeller av et 8 cm gnistgap, ved 130 kV og 480 kV impuls for positiv polaritet (figur (a)) og negativ polaritet (figur (b)). Den gule kurven viser simulert spenningsforløp ved 130 kV impuls, den lilla kurven viser simulert spenningsforløp ved 480 kV impuls, de blå kryssene viser overslag i laboratorietest, og den røde kurven viser beste kurvetilpassing etter modell 1 fra laboratorietest.

### 5.3.4 6 cm gapavstand

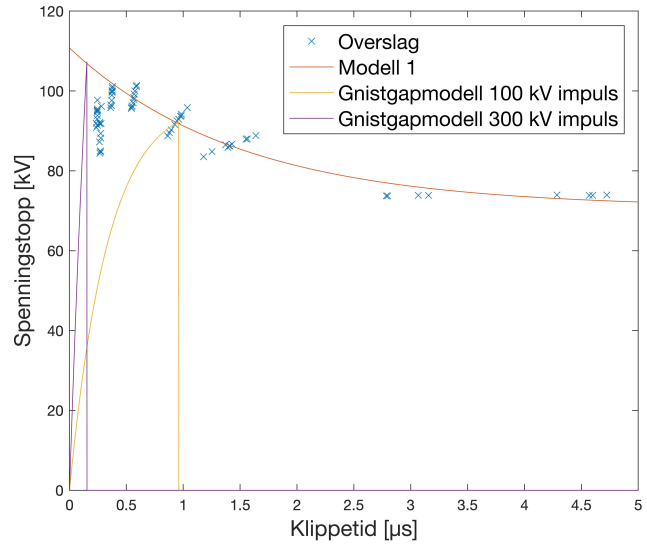
For gnistgap med 6 cm gapavstand ble kun en modell for negativ polaritet funnet. Testing av modellen er sammenstilt med resultat fra laboratorietest av gnistgap, og presentert i figur 5.6.



Figur 5.6: Validering av modell av et 6 cm gnistgap, ved 120 kV og 300 kV impuls for negativ polaritet. Den gule kurven viser simulert spenningsforløp ved 120 kV impuls, den lilla kurven viser simulert spenningsforløp ved 300 kV impuls, de blå kryssene viser overslag i laboratorietest, og den røde kurven viser beste kurvetilpassing etter modell 1 fra laboratorietest.

### 5.3.5 5 cm gapavstand

For gnistgap med 5 cm gapavstand ble kun en modell for negativ polaritet funnet. Testing av modellen er sammenstilt med resultat fra laboratorietest av gnistgap, og presentert i figur 5.7.

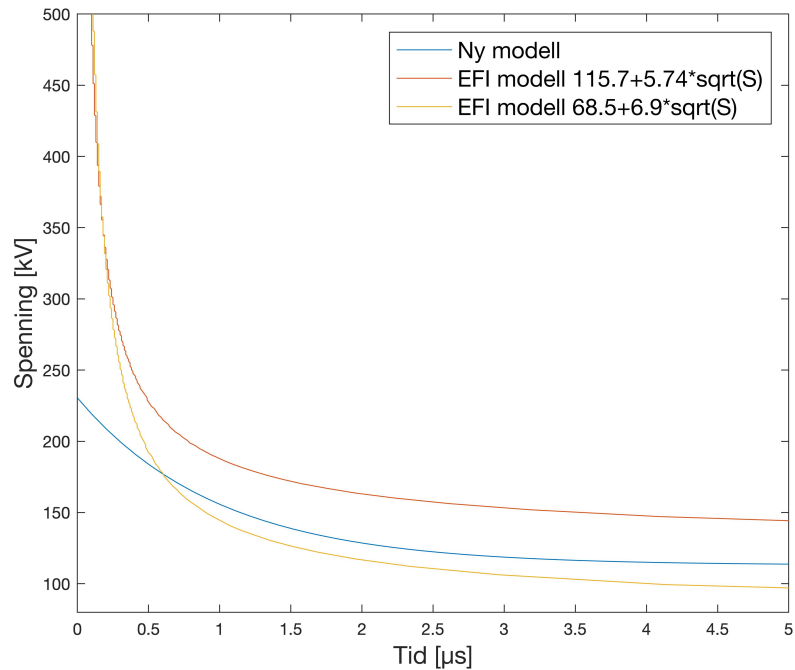


Figur 5.7: Validering av modell av et 5 cm gnistgap, ved 100 kV og 300 kV impuls for negativ polaritet. Den gule kurven viser simulert spenningsforløp ved 100 kV impuls, den lilla kurven viser simulert spenningsforløp ved 300 kV impuls, de blå kryssene viser overslag i laboratorietest, og den røde kurven viser beste kurvetilpassing etter modell 1 fra laboratorietest.

### 5.3.6 Sammenligning med tidligere modeller

To modeller for overslag i et 10 cm gnistgap testet med positiv polaritet, er funnet av EFI som beskrevet i kapittel 2.3.2. En sammenstilling av modellene funnet av EFI og modellen funnet for et 10 cm gnistgap testet med positiv polaritet i denne oppgaven, er vist i figur 5.8.





Figur 5.8: Sammenligning av modellen for et 10 cm gnistgap påtrykt en lynimpuls med positiv polaritet, med tidligere modeller funnet av EFI.

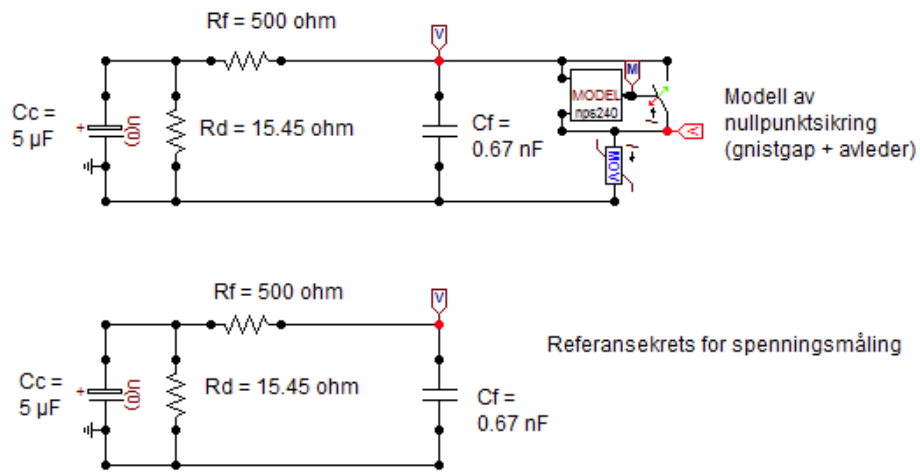
Som figuren viser er det rimelig likhet i resultatene fra nåværende testing og tidligere testing. Den nye modellen har noe lavere verdier for overslagsspenning ved overslag tidlig på fronten. For overslag på halen gir den nye modellen en verdi mellom de to eksisterende modellene. I måleområdet, med overvekt av overslag i området 0.4 µs til 4 µs gir EFI sin modell  $68.5 + 6.9 * \sqrt{S}$  svært like verdier som den nye modellen.

## Kapittel 6

# Modellering av nullpunktsikring

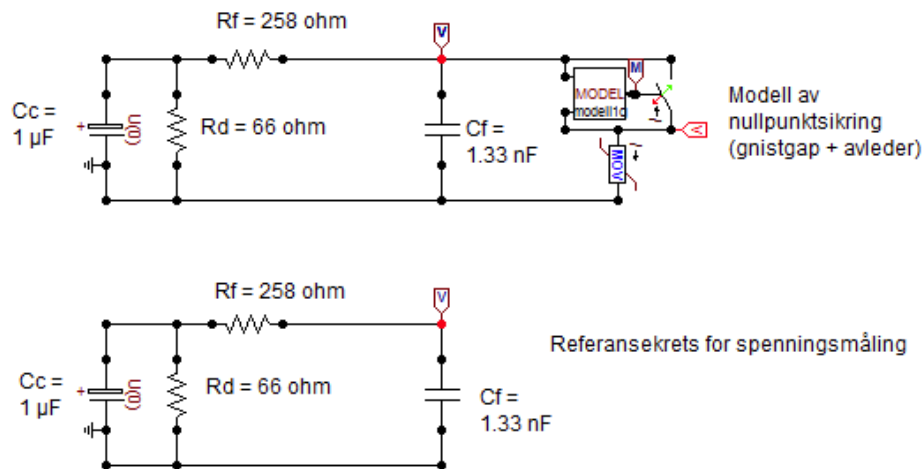
### 6.1 Ekvivalent labkrets for verifikasjon av modeller

For å modellere nullpunktsikring ble ekvivalente kretser til testkretsene brukt i kapittel 4 modellert i ATPDraw. Testkrets 1 for testing av nullpunktsikring opp til 5 kV, som vist i figur 4.2, ble modellert som vist i figur 6.1.



Figur 6.1: Testkrets for modellering av nullpunktsikring, tilsvarende kretsen med Schaffner impulsgenerator.

For spenninger fra 5 kV til 30 kV ble testkrets 2, vist i figur 4.4 modellert som vist i figur 6.2.



Figur 6.2: Testkrets for modellering av nullpunktsikring, tilsvarende kretsen med 1.2 MV støtbatteri.

En referansekrets ble også modellert for å verifisere at spenningsbølgen er korrekt.

### 6.1.1 Modell av nullpunktsikring

En nullpunktsikring ble modellert som en seriekobling av et gnistgap, og en metalloksydavleder i ATPDraw. Gnistgapet modelleres på samme måte som beskrevet for gnistgap. Skriptet som ble brukt vises i figur 6.3.

```
MODEL NPS240
comment-----
| Modell for overslag i indre luftgap i El-Tjeneste|
| NPS240.                                         |
| Input: Spenning over luftgapet.               |
| Output: lukkekommando til bryter              |
| Samarbeid Prof. Hans Kristian Høidalen       |
| og Arne Hjelle Strand                         |
-----endcomment
INPUT UP, UT
OUTPUT CLOSE --output of the model. The model must be connected to a TACS switch.

DATA D {dfilt: 0.00015}, tau {dfilt: 3.897E-8}, K1 {DFLT:24.69}, K2 {DFLT:31020}, U0 {DFLT:100}
VAR CLOSE, U, TT, VTCHAR, C1, C2, VFLASH

INIT
CLOSE:=open --TACS switch initially open
TT:=0
C1:=400000*D --for the volt-time curve
C2:=710000*D --for the volt-time curve
VFLASH:=0
ENDINIT

EXEC

U:= ABS(UP-UT) --(V) Voltage across insulator string/gap
--Volt-time curve 0
IF (U > U0 AND CLOSE=open) THEN
  TT:=TT+timestep --Current time is seconds
  VTCHAR:=(C1*K1+(C2*K2-C1*K1)*exp(-TT/tau)) --Flashover voltage in V
  if U>VTCHAR then
    CLOSE:=closed
    VFLASH:= VTCHAR
  endif
ENDIF

ENDEXEC
ENDMODEL
```

Figur 6.3: Skript brukt for modellering av overslag i indre luftgap i nullpunktsikring.

Overslagskarakteristikken til luftgapet i nullpunktsikringen ble funnet i kapittel 4.4. Kurvetilpassingen for modell 1 ble brukt noe som gav karakteristikken oppgitt som standardverdier default (DFLT) i modellfilen.

Siden forholdet mellom strøm og restspenning ikke kunne fastsettes nøyaktig med målingene gjort i kapittel 4, ble El-Tjeneste kontaktet. De bidro med en karakteristikk fra produsenten av SiC-avlederelementene i nullpunktsikringen. Denne ble modellert ved hjelp av karakteristikken som vist i tabell 6.1.

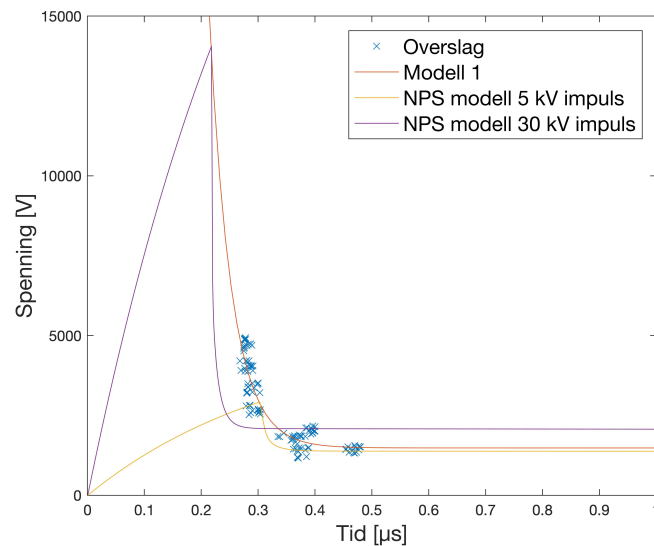
Tabell 6.1: Modell av karakteristik for avlederblokker av SiC.

Strøm [A]	0.1	1	10	100	500	1000
Spenning [V]	60	220	1300	2000	5000	6000

Målingene gjort i kapittel 4 er alle innenfor området mellom 1 og 10 A, så det antas at denne karakteristikken vil være mer nøyaktig over et større område.

## 6.2 Validering av modell for nullpunktsikring

Resultatene fra validering av spenningsrespons for modell av nullpunktsikring er vist i figur 6.4.

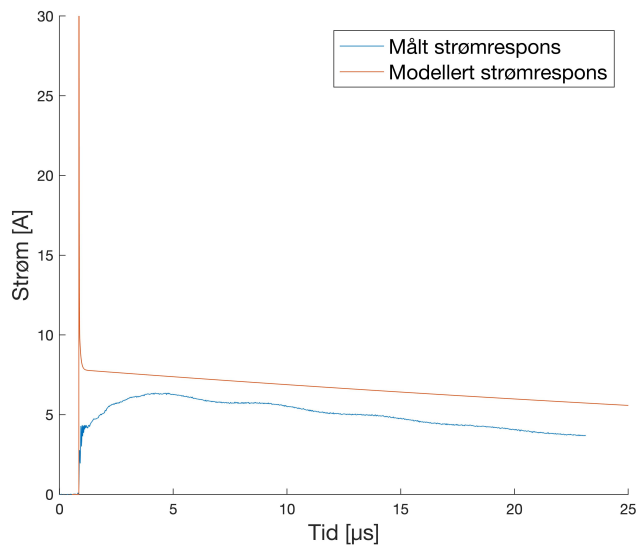


Figur 6.4: Validering av modell for nullpunktsikring. Kryssene er overslag fra testing, og linjene viser overslag i modellen med forskjellig ladespenning.

Som figuren viser gir modellen overslag der den skulle, på kurven for kurvetilpassingen etter modell 1. Det bemerkes at spenningsstigningen for støtet i simuleringene øker raskere enn observert i labtestene. Dette kan være på grunn av at induktans i tilledninger i testoppsettet er neglisjert i simuleringskretsen, noe som gjør at spenningen øker for raskt. Modell 1 gir overslagsspenning som funksjon av tid og spenningsforløp uansett steilhet, så modellen gir riktig resul-

tat selv om simuleringskretsen ikke er fullstendig korrekt.

Modellen sin strømrespons er vist sammen med et målt strømforløp i figur 6.5.

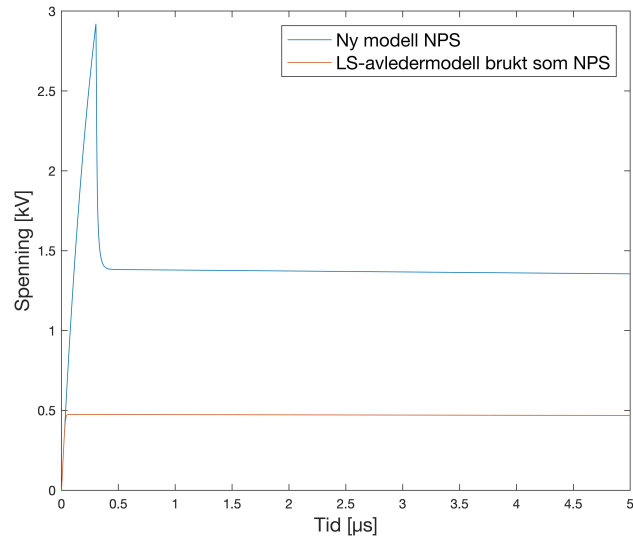


Figur 6.5: Validering av strøm i modell. Strømresponsen er filtrert med et lavpassfilter, og den svært høyfrekvente strøm-spikeren vil derfor ikke vises på målt forløp.

Som figuren viser gir modellen noe høyere strøm enn målt forløp, men modellen gir en god fremstilling av strømforløpet etter gjennomslag i luftgapet. Modellen for SiC-blokkene baserer seg på oppgitte tall fra El-Tjeneste, som gir strøm som funksjon av restspenning for et langt større område enn målt strømrespons i tesingen i kapittel 4. Det antas derfor at modellen fungerer som tiltenkt.

### 6.2.1 Sammenligning med tidligere modeller

Det er ikke funnet tidligere modeller å sammenligne denne modellen med. Dette siden modellering av transformator med isolerte nullpunkt er helt nytt. I arbeidsnotatet som beskriver utvikling av modellen [22] bruker Bjørn Gustavsen en gapløs metalloksidavleder mellom nullpunkt og jord. Til sammenligning vises et tilsvarende eksempel her. Om en bruker samme modell som for en LS-avleder (se kapittel 7.1.3 og divider strømmene på 3) kan forskjell i respons vises som i figur 6.6.



Figur 6.6: Sammenligning av modellen for NPS funnet i denne oppgaven, med modellering av NPS ved å bruke en enkelt LS-avleder.

Som figuren viser gir den nye modellen for nullpunktsikring en mer realistisk fremstilling av overslag i luftgapet. Etter overslag er også restspenningen høyere enn for en enkelt LS-avleder, men dette er helt avhengig av hvilken avleder som benyttes.

## Kapittel 7

# Simulering av lynoverspenninger på transformator

### 7.1 Modellering av et eksempelnett

For å kunne vurdere effekten av ulike vernkombinasjoner sammen med variasjoner i karakteristikker for hver enkelt komponent, ble det tatt utgangspunkt i et eksempelnett. Effekten av å gjøre forandringer fra eksempelnettet ble dermed vurdert ved å gjøre en endring om gangen. Følgende forutsetninger er gjort:

- Lynet slår ned i en 12 kV høyspentlinje 200 meter fra transformatoren, med en lynstrøm på 20 kA og 1.2/50  $\mu$ s form
- Lynnedslaget fører umiddelbart til overslag mellom fasene, noe som gjør at en kan rettferdiggjøre å modellere transformatoren med kun en terminal på HS-siden og en terminal på LS-siden.
- Linjen er uendelig lang, så refleksjonsfrihet forutsettes
- Høyspentlinjen har i utgangspunktet ikke gjennomgående jordlinje. Dette for å få et mer oversiktlig overspenningsforløp. Et nett med gjennomgående jordlinje blir simulert i enkelte case.
- Transformatoren har koblingsgruppe YNyn0 og 11 kV/230 V omsetningsforhold



- Gnistgap plasseres i nabomast og følger karakteristikken for overslag med negativ polaritet
- En kunde er tilknyttet transformator-kretsen via en 200 meter luftlinje, og kunden har eget overspenningsvern

### 7.1.1 Modellering av transformator

Som beskrevet i kapittel 2.6.7 utviklet Bjørn Gustavsen, sjef forsker ved SINTEF energi, en helt ny transformatormodell høsten 2019. Et bilde tatt under frekvenssveipmålinger brukt i modelleringen er vist i figur 7.1.



Figur 7.1: Frekvenssveipmålinger på 11/0.23 kV transformator med isolerte nullpunkt.

Denne modellen ble gjort tilgjengelig for bruk i denne masteroppgaven 28. november, og har gjort det mulig å bruke modellene for nullpunktsikring og gnistgap i overspenningberegninger. Transformatormodellen er en 5-terminalmodell med HS-terminal, en terminal for HS-viklingens nullpunkt, en LS-terminal, en terminal for LS-viklingens nullpunkt og en terminal for tilkobling av jordingen på transformator-kassen. Modellen fungerer i nullsystemet, og det antas kortsluttede faser på HS- og LS-terminalene. Dette er en grei antagelse siden lynnedslag direkte i en linje vil generere så høye spenninger at overslag mellom fasene vil skje tilnærmet umiddelbart.

### 7.1.2 Modellering av lynimpuls

Et lynnedslag direkte til linjen ble modellert med 1.2/50  $\mu$ s-karakteristikk med amplitude på 20 kA. Siden spenningsbølgen som oppstår brer seg i begge retninger ut fra nedslagstedet, vil den effektive strømmen som vandrer mot transformatoren være 10 kA. Strømpulsen ble modellert som en lineært økende strøm med toppverdi etter 1.2  $\mu$ s, etterfulgt av en lineært synkende strøm med halverditid etter 50  $\mu$ s.

### 7.1.3 Modellering av avledere

Avledere modelleres med en strøm/spenningskarakteristikk som viser restspenning ved ulike strømpåtrykk. Siden transformatormodellen i oppgaven har terminaler i nullsystemet, modelleres spenningskarakteristikken som spenningskarakteristikken for en avleder, men med tre ganger så høy strøm siden dette representerer tre parallelle avledere. Dette gjelder HS- og LS-avledere, men ikke nøytralpunktavlederen.

#### HS-avledere

For modellering av HS-avledere ble det tatt utgangspunkt i avledere som kan monteres i et 11 kV anlegg. I følge Kjell Ødegård på Hafslund Nett har avlederen HDA 12 fra TE-connectivity (markedsførst av Ensto i Norge) vært mye brukt i 12 kV nettet deres. Detaljert restspenningskarakteristikk ved gitte strømpåtrykk ble ikke funnet tilgjengelig. Trond Økland, kundeansvarlig for TE Energy i Norge, skaffet en detaljert karakteristikk for denne avlederen som er brukt i modelleringen. Det ble også lagt til ett punkt på 0.1 A ved 17 kV, som tilsvarer maksimal kontinuerlig spenning  $12 \text{ kV } U_C * \sqrt{2}$  for avlederen. Karakteristikken for alle tre avlederne samlet er gitt i tabell 7.1.

Tabell 7.1: Karakteristikk for modellering av 3 HS-avledere.

Strøm [kA]	0.0001	0.375	0.750	1.5	3	4.5
Restspenning [kV]	17	29.7	30.4	31.4	32.6	33.8
Strøm [kA]	9	15	30	45	60	120
Restspenning [kV]	35.6	37.1	39.5	41.8	46.6	49.8

#### LS-avledere

Etter RENblad 8021 *LS Distribusjonsnett – Valg av overspenningsvern* [27] er det anbefalt å bruke varistorer med merkespenning på 280 V på lavspenning-

lingene i 230 V IT-nett. En karakteristikk for en avleder av typen Raychem LVA-280 B ble funnet i et datablad [28], og verdiene ble brukt i modellen. I tillegg til punktene fra karakteristikken ble det lagt til ett punkt på 0.1 A for maksimal kontinuerlig spenning  $280V * \sqrt{2}$ . I tillegg er strømstyrken multiplisert med tre, for å gjenspeile tre parallelle lavspenningstavledere. Karakteristikken som ble brukt er vist i tabell 7.2.

Tabell 7.2: Karakteristikk for modellering av 3 LS avledere.

Strøm [kA]	0.0001	3	6	15	30	60
Restspenning (kV)	0.28	0.76	0.82	0.96	1.2	1.58

Kundens overspenningsvern velges med bakgrunn i anbefalte verdier. Ifølge NEK:400 2018 [29] 534.4.4.3 skal den tillate kontinuerlige spenningen over avlederen,  $U_c$ , velges høyere enn 350 V når en er tilknyttet 230 V IT-nett. En karakteristikk for kundens overspenningsvern ble valgt med bakgrunn i data på overspenningsvernet SPCT2-385 fra Eaton [30]. I tillegg ble det lagt inn et ekstra punkt for 0.1 A ved maksimalt tillatt kontinuerlig spenning  $*\sqrt{2}$ . Karakteristikken brukt i simulering ble dermed som vist i tabell 7.3.

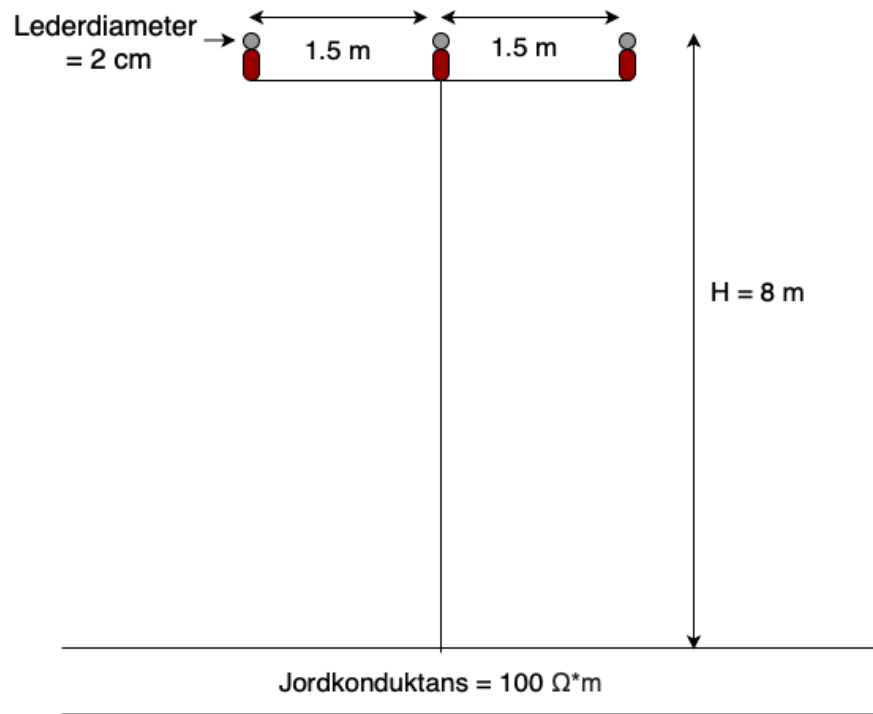
Tabell 7.3: Karakteristikk for kundens overspenningsvern.

Strømstyrke	0.1 A	5 kA	20 kA
Restspenning (V)	544	1350	1800

Merk at her modelleres avlederene som 3 separate enheter siden kunden er tilknyttet en trefase luftlinje.

#### 7.1.4 Modell av HS-luftlinje

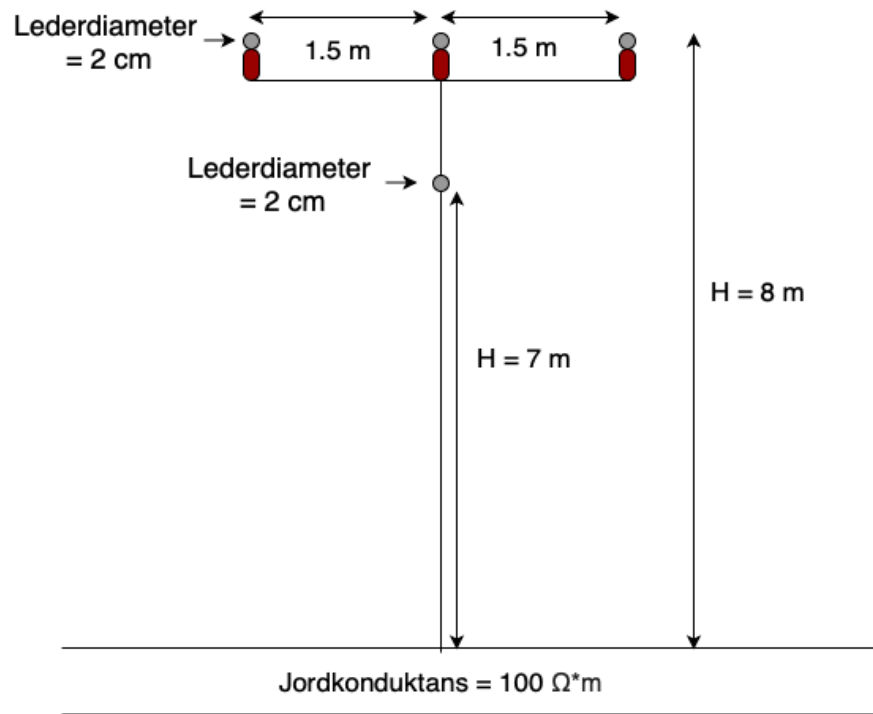
En modell av en HS-luftlinje ble laget i ATPDraw. Det ble gjort ved den innebygde komponenten for modellering av linjer og kabler, LCC-template. Det ble brukt JMarti-modell, inkludert skin-effekt. Jordresistiviteten ble modellert som  $100 \Omega * m$ . Geometrien som ble brukt er vist i figur 7.2.



Figur 7.2: Modell av geometri av HS-linje ved mast.

Midt mellom mastene synker høyden på linjen til 7 meter over bakken.

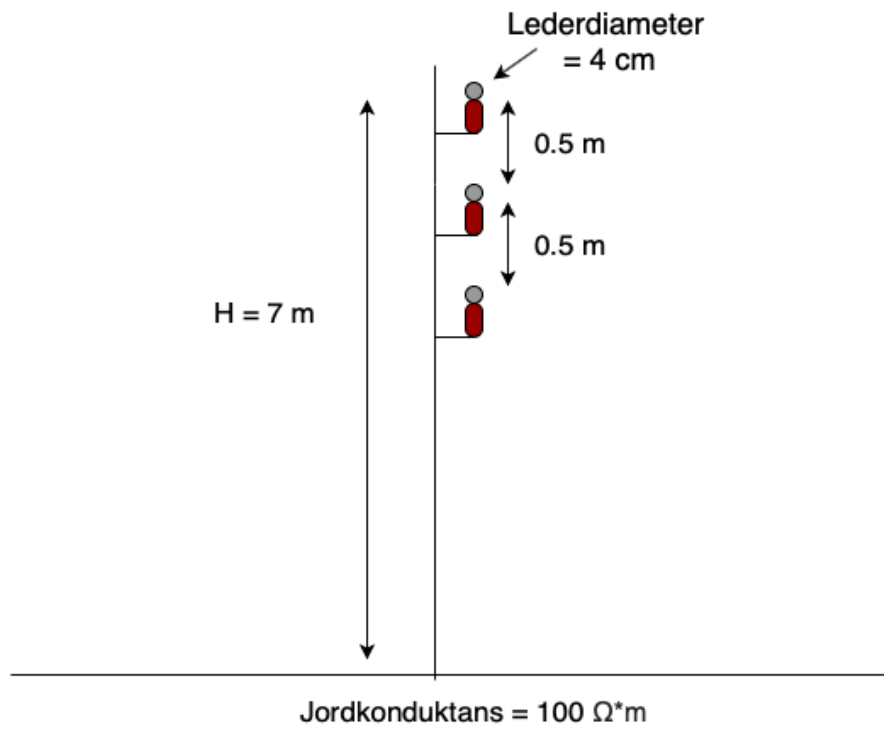
For forsøk med gjennomgående jord ble geometrien i figur 7.3 brukt



Figur 7.3: Modell av geometri av HS-linje ved mast, med gjennomgående HS-jord.

### 7.1.5 Modell av LS-luftlinje

En tilsvarende modell ble brukt for en LS-luftlinje. Geometrien brukt er vist i figur 7.4

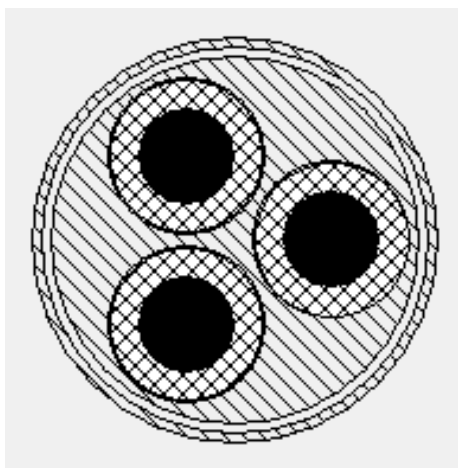


Figur 7.4: Modell av geometri av LS-linje ved mast.

Midt mellom mastene er linjen 0.5 meter lavere over bakken enn ved mast.

### 7.1.6 Modell av LS-kabel

En LCC-template for en LS-kabel ble opprettet, med JMarti modell. Geometrien for kablen er vist i figur 7.5.



Figur 7.5: Modell av geometri av LS-kabel

Det ble tatt utgangspunkt i en trefase lavspentkabel med jordet skjerm. Ledere er modellert som tre enledere med diameter på 1 cm og en konduktans på  $2.5 * 10^{-8} \Omega * m$ . Isolasjonen er modellert med  $\epsilon_r$  på 2.3.

### 7.1.7 Modell av overslag over isolator

Fra Frode Solskinnsbakk sin masteroppgave [1] ble det funnet overslagskarakteristikk for vanlige type isolatorer i distribusjonsnett. Karakteristikken for modell 2, fra testobjekt B (kompositt piggisolator) med positiv polaritet ble brukt i modelleringen. En gnistgap-modell ble tilpasset karakteristikken for isolator. Dette ble gjort i et skript i model, som vist i figur 7.6.

```

MODEL isol3f
comment-----
|Empirisk modell for overslag i isolator      |
| Samarbeid Prof. Hans Kristian Høidalen,  |
| Frode Solskinnsbakk og Arne Hjelle Strand |
| Input: Voltage across the insulator      |
| Output: Close command for the TACS switch |
-----endcomment
INPUT UP[1..3], UT
OUTPUT CLOSE[1..3] --output of the model. The model must be connected to a TACS switch.

DATA D {df1t: 0.33}, K1 {DFLT:2800}, K2 {DFLT:2900}, K3 {df1t: 0.5}, U0 {DFLT:10000}
VAR CLOSE[1..3], U[1..3], TT[1..3], VTCHAR[1..3], C1, C2, VFLASH[1..3],i

INIT
  CLOSE[1..3]:=open    --TACS switch initially open
  TT[1..3]:=0
  C1:=400*D            --for the volt-time curve
  C2:=710*D            --for the volt-time curve
  VFLASH[1..3]:=0

ENDINIT

EXEC
  FOR i:=1 TO 3 DO
    U[i]:= ABS(UP[i]-UT)    --(V) Voltage across insulator string/gap

    --Volt-time curve 0
    IF (U[i] > U0 AND CLOSE[i]=open) THEN
      TT[i]:=TT[i]+timestep --Current time is seconds
      VTCHAR[i]:=C1*K1 + (C2*K2)/((TT[i]*1E6)**K3) --Flashover voltage in V
      if U[i]>VTCHAR[i] then
        CLOSE[i]:=closed
        VFLASH[i]:= VTCHAR[i]
      endif
    endif
  ENDIF

ENDFOR
ENDEXEC
ENDMODEL

```

Figur 7.6: Skript som modellerer overslag over isolator i distribusjonsnett

Verdiene brukt på konstantverdiene i modellen er vist i tabell 7.4

Tabell 7.4: Konstantverdier brukt på modell for overslag over isolator. Kilde: [1]

Parameter	Verdi
D	0.033 m
K1	640
K2	1060
K3	$0.5 * 10^{-6}$
U_0	10000 V



### 7.1.8 Modell av impulsjordinger

En enkel modell for impulsjordinger ble brukt. Nedjording langs mast ble modellert som en induktans på  $1 \mu\text{H}/\text{m}$ . For master ble en verdi på  $10 \mu\text{H}$  brukt, og ved transformatormast ble  $6 \mu\text{H}$  brukt. Selve impulsjordingen ble modellert som en motstand med en verdi på  $50 \Omega$ . Dette tilsvarer en gjennomsnittsverdi for impulsjordinger med lett utførelse i løsmasser, fått fra Kjell Ødegård (Hafslund Nett). For case der impulsjordinger i fjell ble modellert, ble en verdi på  $150 \Omega$  brukt. Dette tilsvarer også en gjennomsnittsverdi fått fra Kjell Ødegård. Verdiene ble målt etter ettermontering av overspenningsavledere og gnistgap på en HS-linje ved Feiring. For nedjordinger langs med HS-linje med gjennomgående jord, ble det brukt en seriekobling av en induktans på  $10 \mu\text{H}$  og en motstand på  $100 \Omega$ .

## 7.2 Case for simulering av lynoverspenninger

På eksempelnettets ble det simulert lynoverspenningsforløp. Dette ble gjort med ulike kombinasjoner av vern for å undersøke hvordan gnistgap og nullpunktsikringen fungerer sammen med andre vern. De ulike testcasene er vist i tabell 7.5, og resultatene i tabell 7.6. Deretter vises det utdypende informasjon om hvert case og sammenstilling av resultater. Først testes hvert enkelt vernetiltak separat, og deretter testes ulike kombinasjoner. Analysen tar utgangspunkt i å vurdere maksimale overspenninger som oppstår mot typisk støtspenningsholdfasthet for en transformator i 12 kV nett (75 kV eller 95 kV, som vist i kapittel 2.7.4). Ved overspenninger som overstiger dette vurderes vernet som utilstrekkelig.

Tabell 7.5: Oversikt over case for sammenligning av vernestrategier.

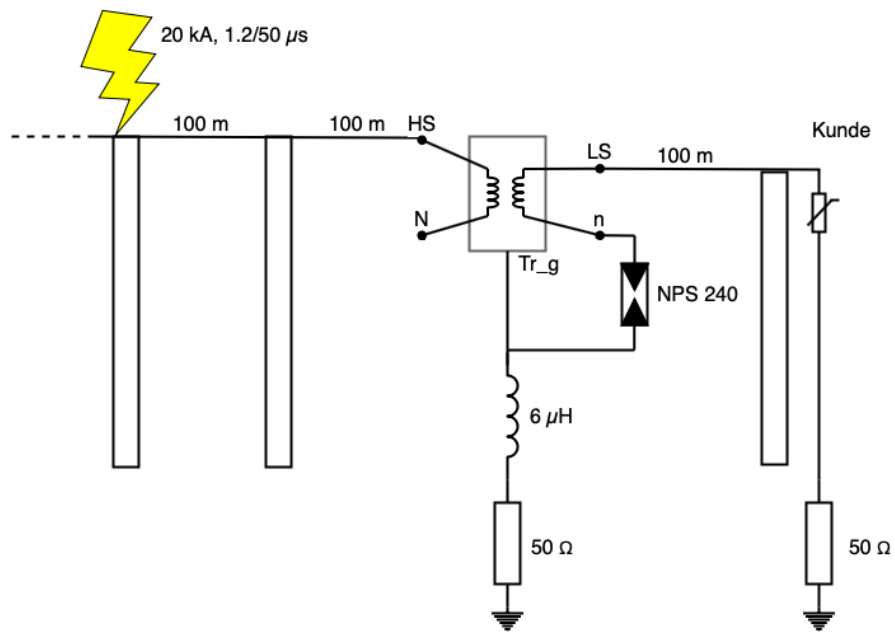
Case #	Gnistgap	HS-avl	LS-avl	Gj. gående HS jordlinje	Sep. jordsys	Annet
0						
1a	X					10 cm gap
1b	X					8 cm gap
1c	X					6 cm gap
1d	X					5 cm gap
1e	X					300 m fra gap til tr.
1f	X					500 m fra gap til tr.
1g	X					300 m fra gap til tr. og lyn 500 m fra tr.
2		X				
3			X			
4a				X		
4b				X		impulsjord i nabomast
5					X	
6	X	X				
7	X		X			
8		X	X			
9	X	X	X			
10	X			X		
11		X	X	X	X	
12a		X	X	X		50 $\Omega$ jordimpedans v. tr.
12b		X	X	X		10 $\Omega$ jordimpedans v. tr
12c		X	X	X		150 $\Omega$ jordimpedans v. tr.
12d		X	X	X		Kunde 10 $\Omega$ jordimpedans trafo 150 $\Omega$
13a	X	X	X	X		
13b	X	X	X	X		150 $\Omega$ jordimpedans i trafomast
14		X				Kabel til kunde
15		X	X			Kabel til kunde

Tabell 7.6: Høyeste overspenning i kV til transformatorkasse eller fjern jord for ulike case.

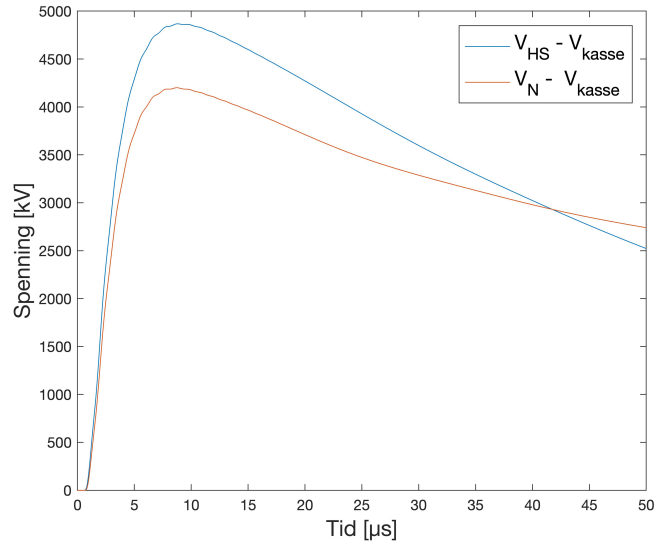
Case #	$ V_{HS} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
0	4867	4200	103.8	10.2	452.9	212.5
1a	1070	930	40.0	9.47	139.7	75.2
1b	1070	930	40.3	8.75	139.7	75.4
1c	1070	931	40.7	8.09	139.6	75.5
1d	1071	931	40.7	8.09	139.6	75.5
1e	1912	1664	103.8	10.18	448.9	170.5
1f	3054	2657	103.8	10.21	452.9	212.5
1g	1876	1633	36.61	7.75	171.5	113.9
2	37.7	352.3	42.9	10.49	585.2	415
3	4850	4316	11.32	10.79	466.2	202.9
4a	1274	1102	78.3	12.01	508.6	334.3
4b	486	422.8	38.9	9.27	278.2	202.6
5	4849	4176	285.3	304.2	258.9	196.3
6	36.1	235	22.5	9.19	287.4	253.3
7	1074	943.5	9.79	9.25	144.7	74.7
8	37.7	82.6	11.35	10.49	580.4	417.9
9	36.1	78.7	10.00	9.21	285.9	255.4
10	476.2	418.6	36.8	9.21	277.2	202.8
11	32.1	31	772.8	772.1	704.2	114.3
12a	36.6	74.9	10.72	9.89	586.8	348.5
12b	36.9	70.6	8.20	7.48	237	117.2
12c	36.4	75.3	12.17	11.27	1075	567.3
12d	36.6	82.2	12.92	11.98	1056	147.2
13a	34.5	55.5	9.43	8.66	271.6	202.6
13b	34.0	51.1	10.04	9.25	370.5	262.5
14	37.8	131.5	66.31	10.12	413.5	423.3
15	37.7	58.8	11.0	10.14	412.7	420.8

### 7.2.1 Case 0: Referansecase uten overspenningsvern

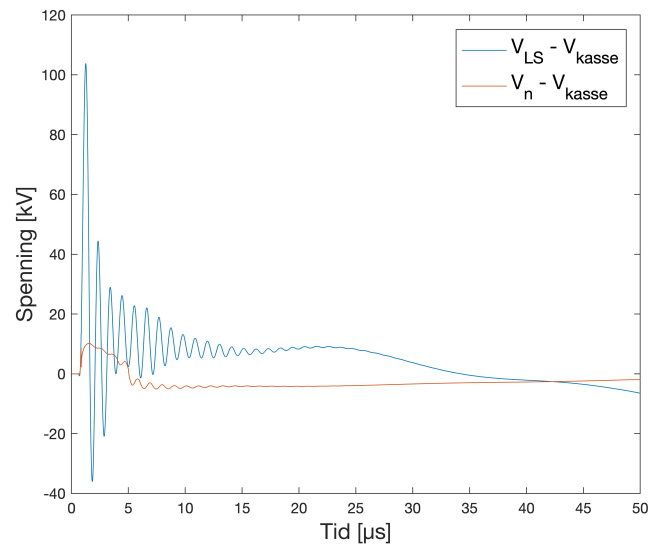
Dette caset viser overspenningene som oppstår dersom eksempel nettet ikke har ekstra vern. Nullpunktsikringen er likevel tatt med siden den forutsettes brukt i et IT-nett. Kretsen simulert er vist i figur 7.7, spenningsforløpet er vist i figur 7.8 og toppverdiene i tabell 7.7.



Figur 7.7: Nettet simulert i case 0.



(a)



(b)

Figur 7.8: Spenningsforløp på transformatoren når den ikke har monteret overspenningsvern

Tabell 7.7: Toppverdier av overspenninger i kV, case 0

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
0	4867	4200	103.8	10.2	452.9	212.5

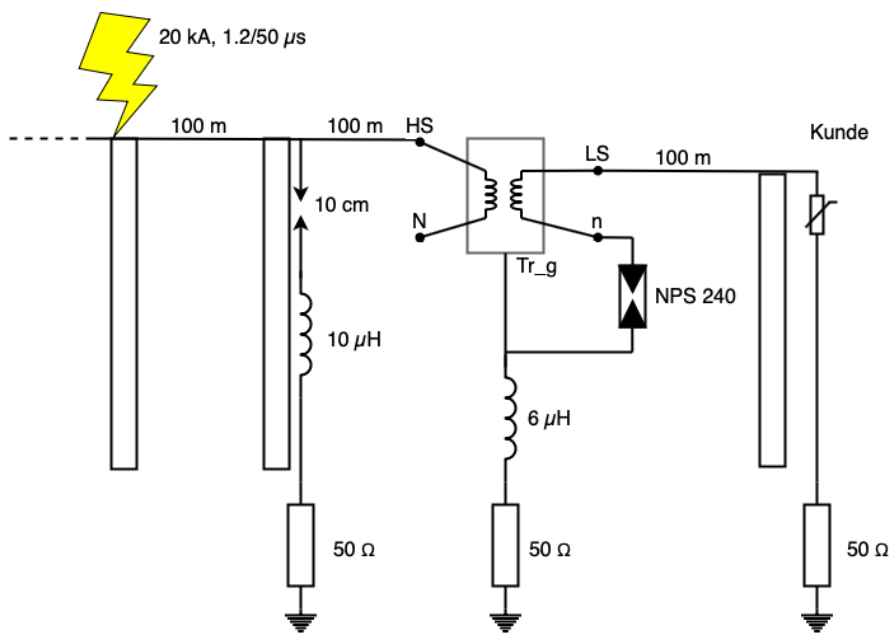
Som resultatene viser vil transformatoren i dette tilfellet få svært store påkjenninger. Mellom høyspentterminalen og transformatoren vil spenningen komme opp i 4.9 MV, noe som vil føre til overslag mot transformatorokasse. På lavspennterminalen blir den maksimale spenningen mot transformatorokassen 103.8 kV, noe som trolig vil føre til overslag. Påkjenningene er langt høyere enn impulsholdfastheten for en 12 kV transformator, og vernet er utilstrekkelig.

## 7.2.2 Case 1: Gnistgap

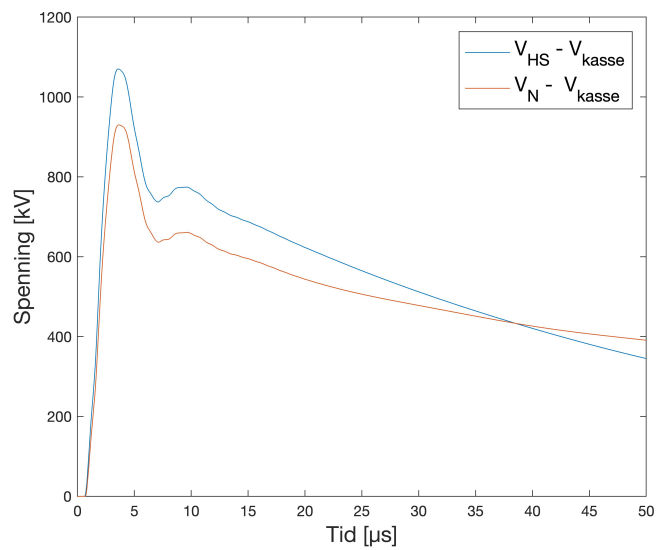
I case 1 ble effekten av å verne transformatoren med gnistgap undersøkt. Standard gapavstand for et gnistgap i 12 kV nett er 6 cm ifølge produsenten EL-Tjeneste sitt datablad [12]. Modellene for 10 cm, 8 cm, 6 cm og 5 cm sammenlignes. I tillegg ble det gjort en vurdering på hvor store konsekvenser det har å montere et 6 cm gnistgap 300 eller 500 meter unna trafoen, i forhold til i nabomast. Til sist en vurdering av effekten av gnistgapet 300 meter unna trafoen ble bedre om lynet slo ned 500 meter fra transformatoren. Dermed vil lynoverspenningen passere gjennom gnistgapet før den når transformatoren. Først vises spenningsforløpene for de ulike variasjonene, deretter diskuteres resultatene opp mot hverandre.

### 1a: 10 cm gapavstand

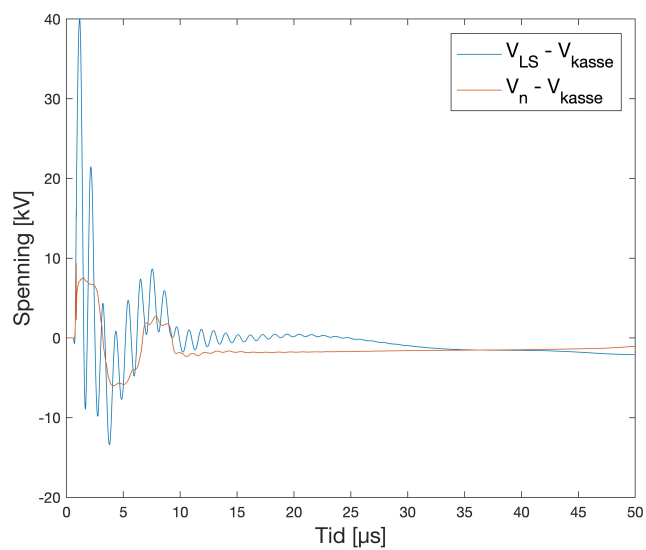
Kretsen simulert i case 1a er vist i figur 7.9. Spenningsforløpet for case 1a er som vist i figur 7.10.



Figur 7.9: Nettet simulert i case 1a



(a)



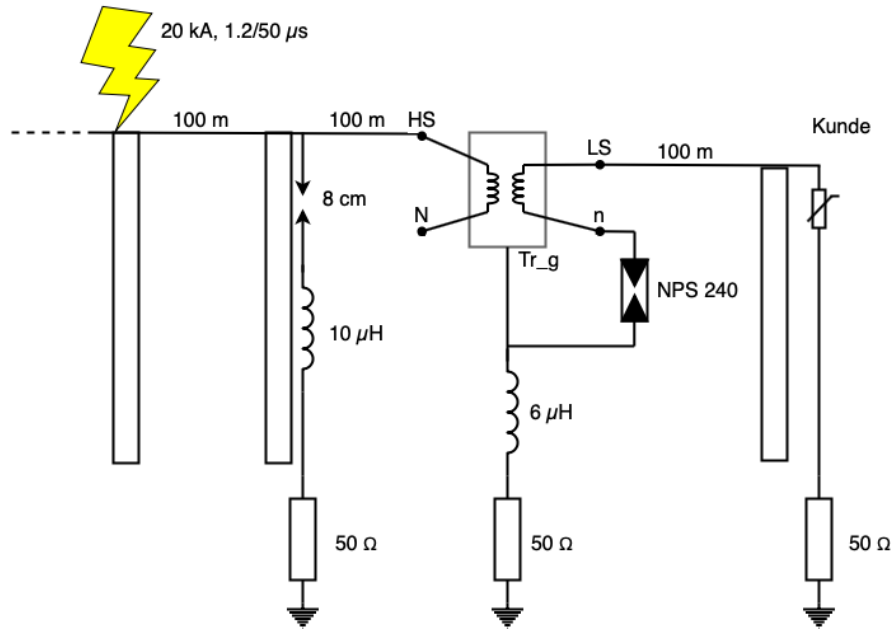
(b)

Figur 7.10: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 10 cm gnistgap 100 meter unna.

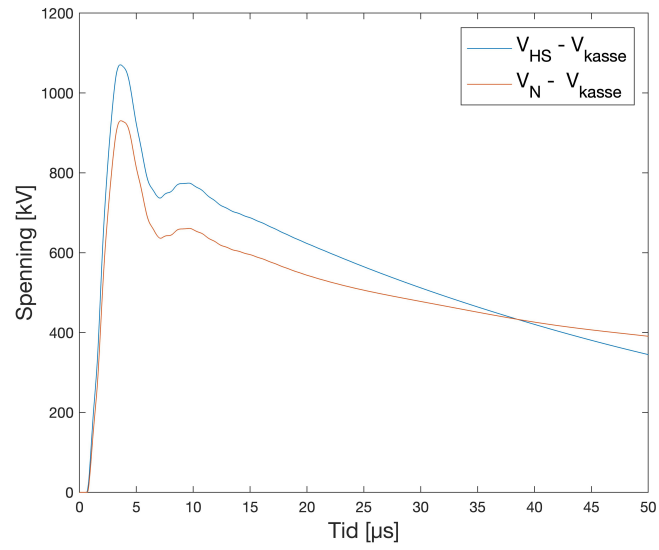


### 1b: 8 cm gapavstand

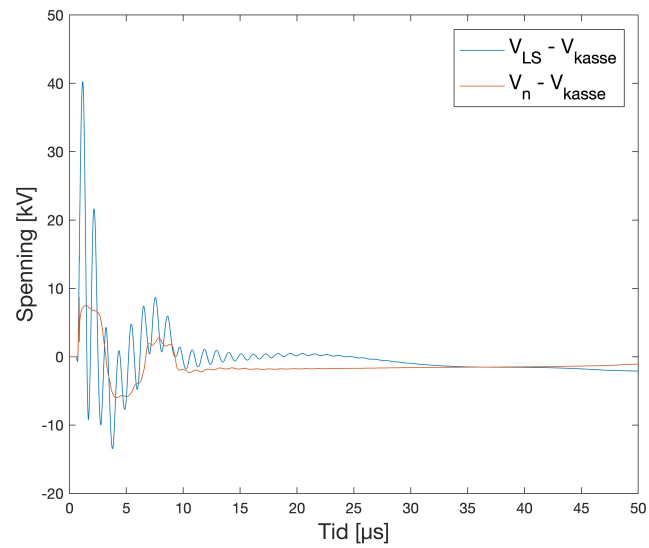
Kretsen simulert i case 1b er vist i figur 7.11 og spenningsforløpet er vist i figur 7.12.



Figur 7.11: Nettet simulert i case 1b.



(a)

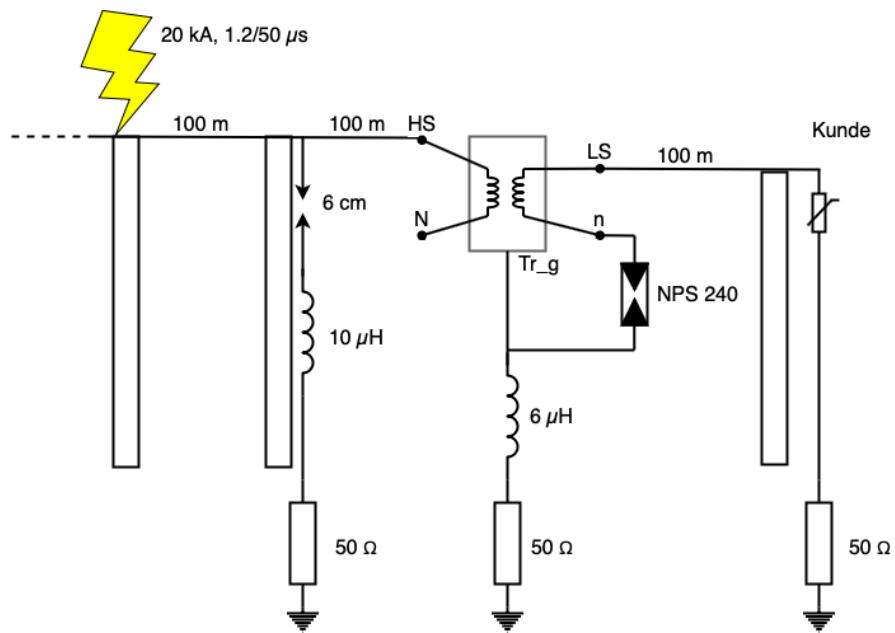


(b)

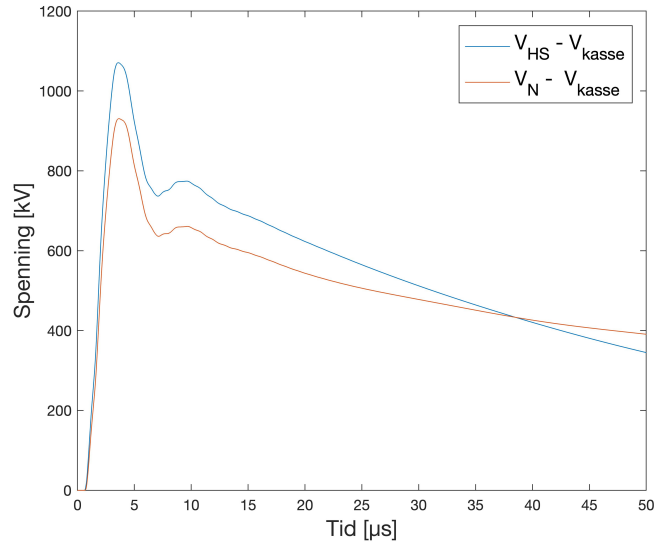
Figur 7.12: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 8 cm gnistgap 100 meter unna.

### 1c: 6 cm gapavstand

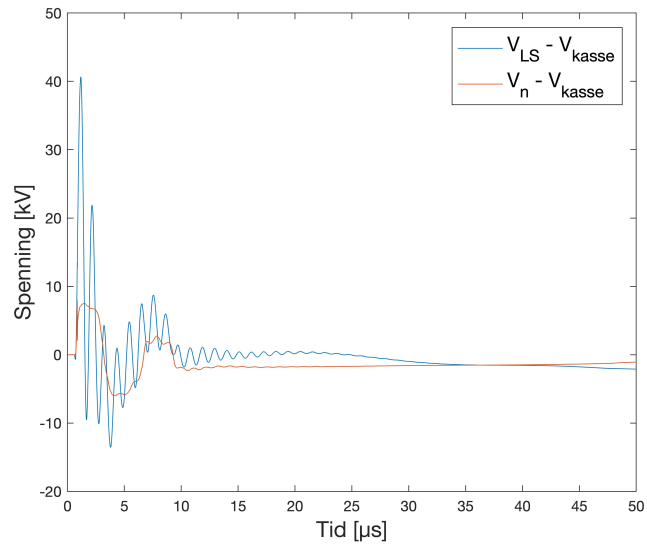
Kretsen simulert er vist i figur 7.13 og spenningsforløpet er vist i figur 7.14.



Figur 7.13: Nettet simulert i case 1c.



(a)

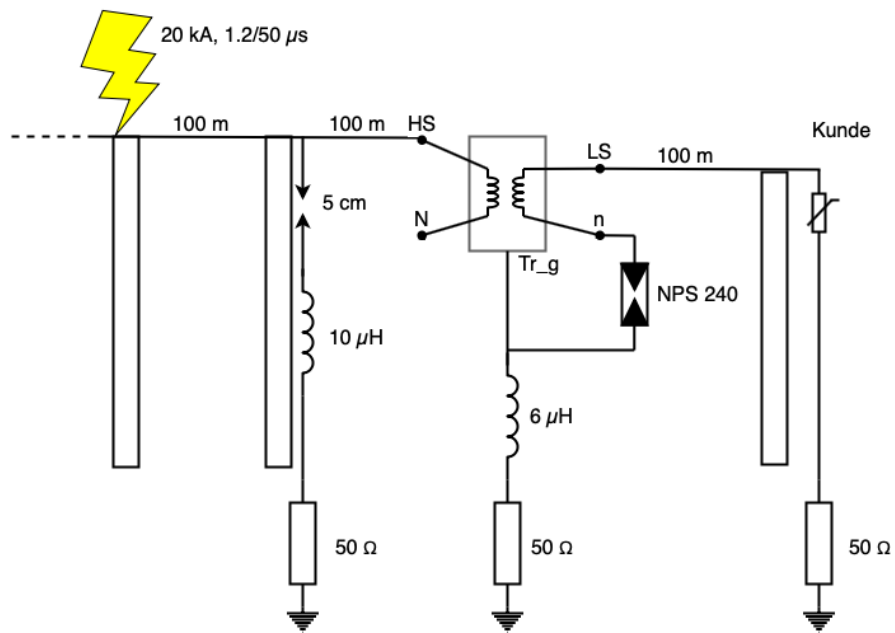


(b) Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 6 cm gnistgap 100 meter unna.

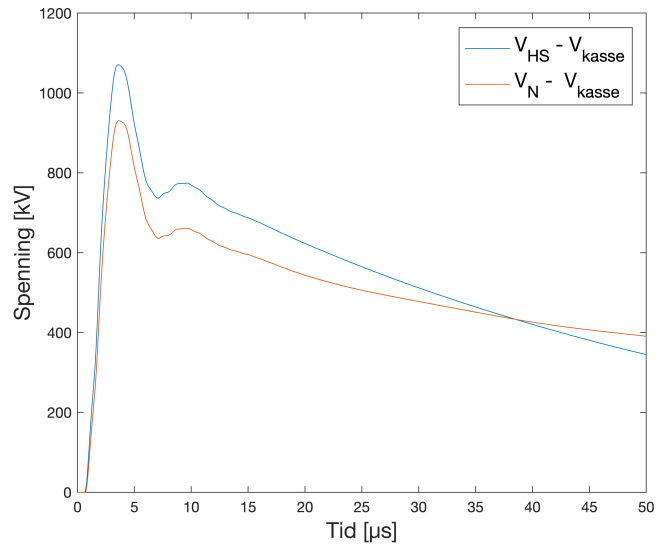
Figur 7.14

### 1d: 5 cm gapavstand

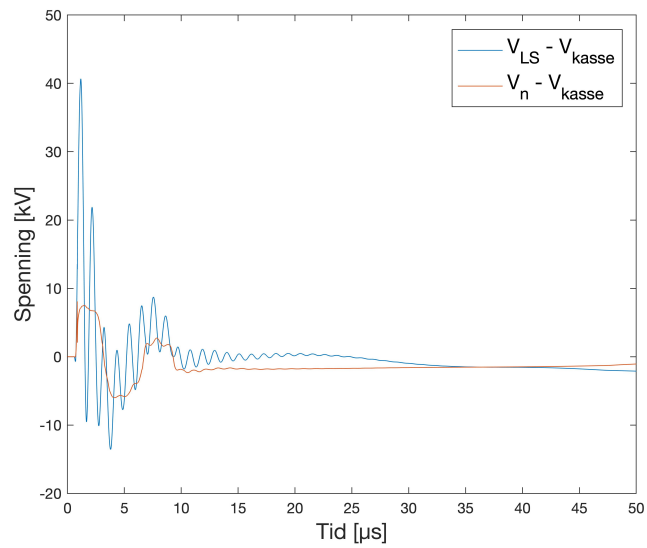
Kretsen simulert er vist i figur 7.15, og spenningsforløpet er vist i figur 7.16.



Figur 7.15: Nettet simulert i case 1d.



(a)

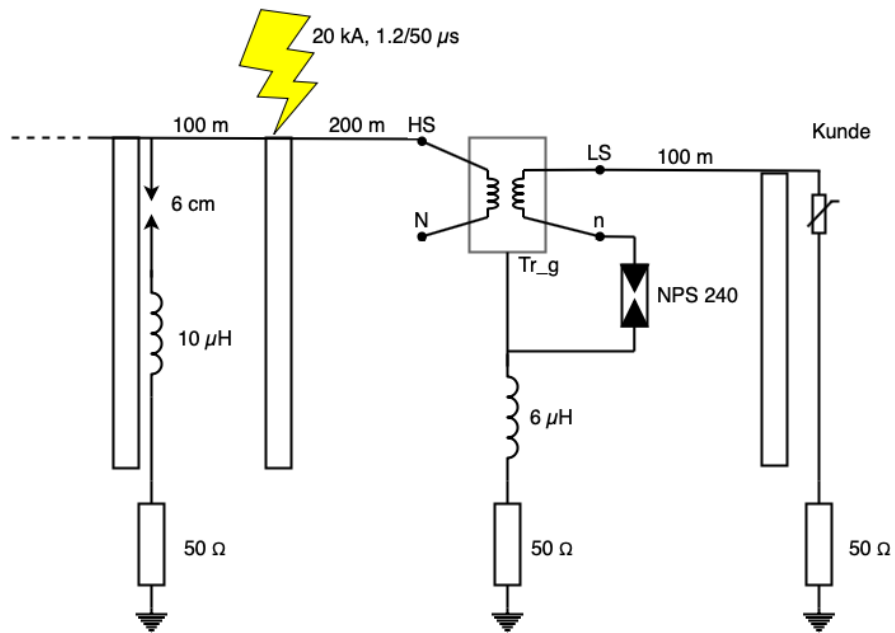


(b)

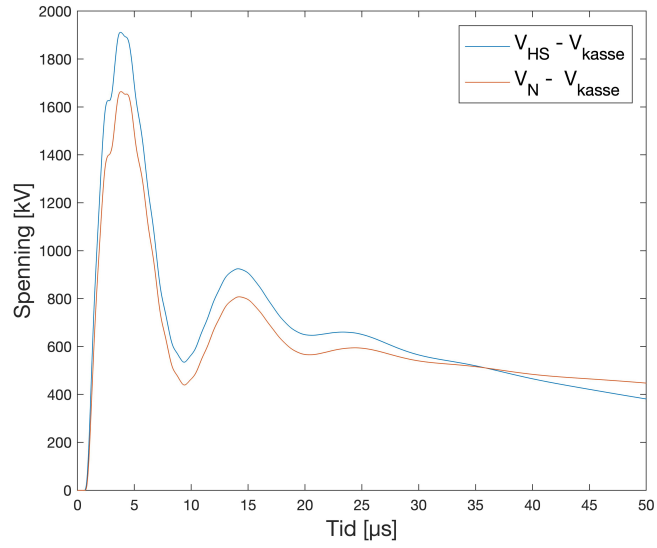
Figur 7.16: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 5 cm gnistgap 100 meter unna.

### 1e: Monteret 300 m fra trafo

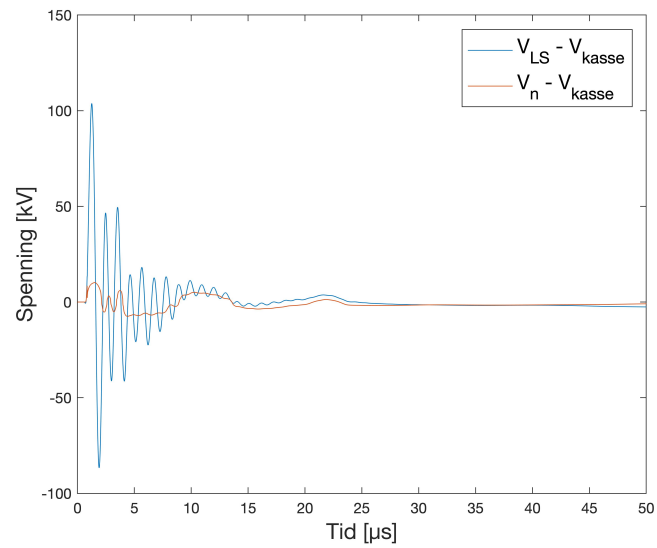
Kretsen simulert er vist i figur 7.17, og spenningsforløpet er vist i figur 7.18.



Figur 7.17: Nettet simulert i case 1e.



(a)



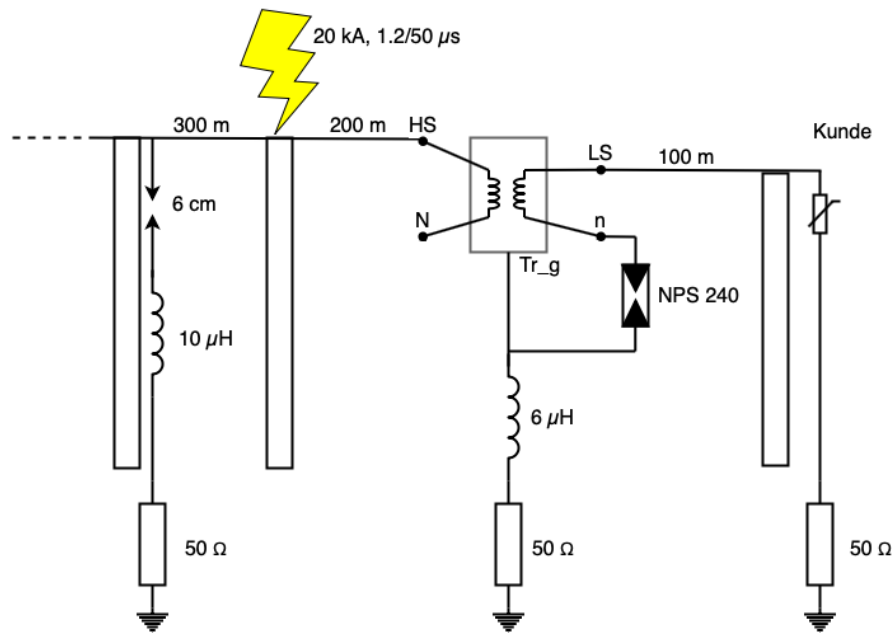
(b)

Figur 7.18: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 6 cm gnistgap montert 300 meter unna transformatoren

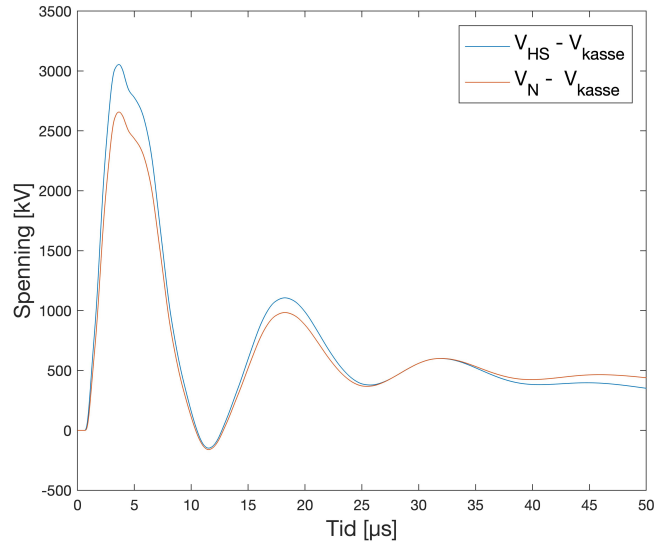


### 1f: Montert 500 m fra trafo

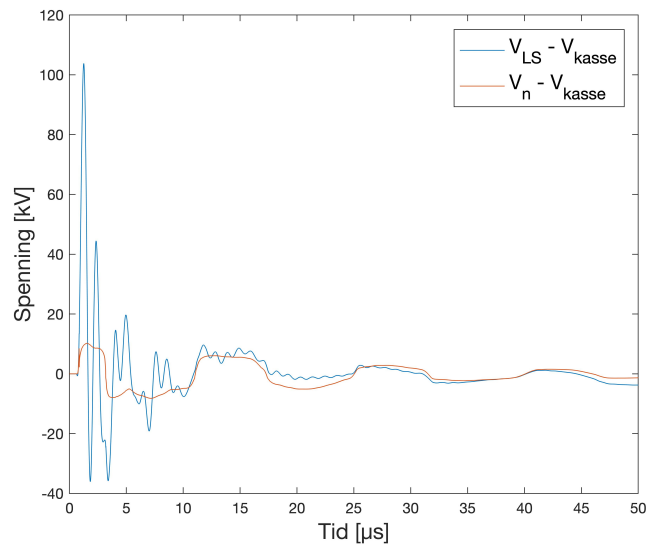
Kretsen simulert er vist i figur 7.19, og spenningsforløpet er vist i figur 7.20.



Figur 7.19: Nettet simulert i case 1f.



(a)

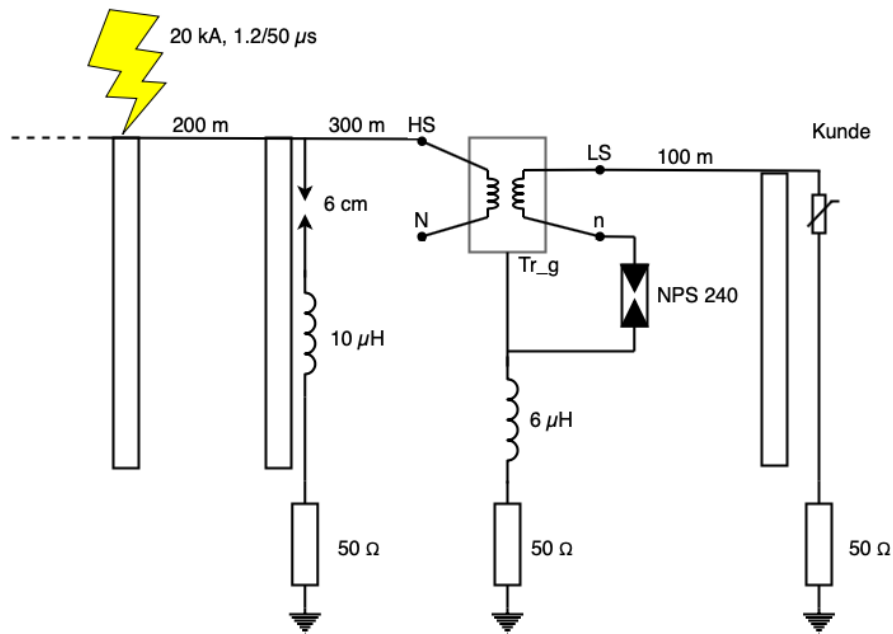


(b)

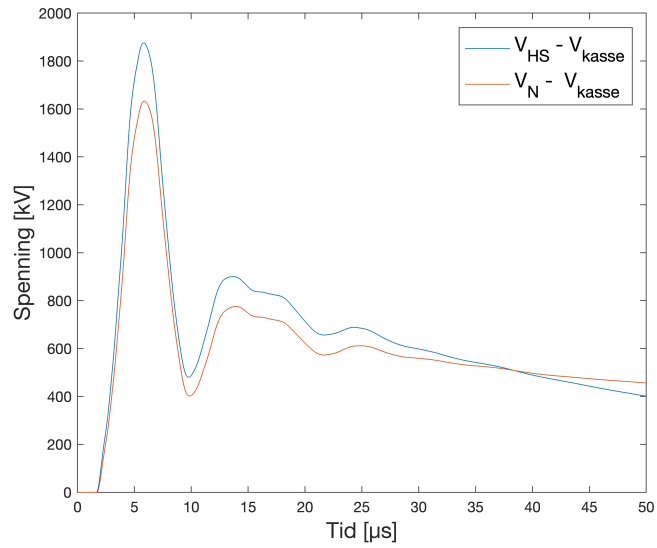
Figur 7.20: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 6 cm gnistgap montert 500 meter unna transformatoren.

### 1g: Monterert 300 m fra trafo, lyn 500 m fra trafo

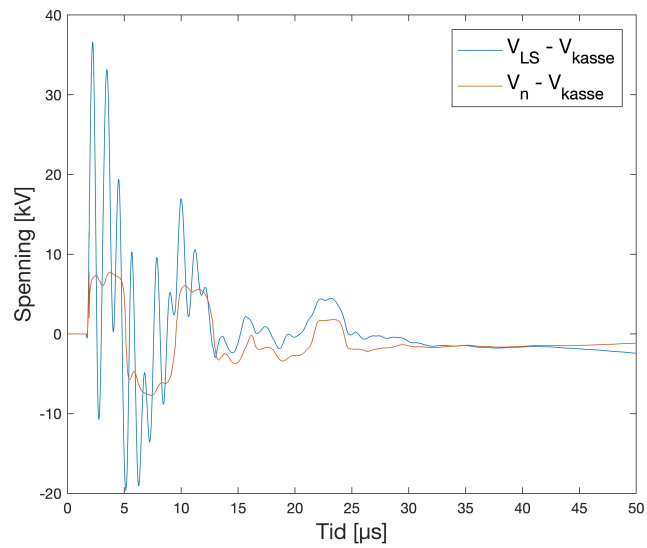
Det kan tenkes at effekten av gnistgap som grovvern er størst dersom gnistgapet står monterert mellom nedslagsstedet og trafoen. Dette caset sammenlignes derfor med case 1e. Kretsen simulert er vist i figur 7.21 og spenningsforløpet er vist i figur 7.22.



Figur 7.21: Nettet simulert i case 1g.



(a)



(b)

Figur 7.22: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med et 6 cm gnistgap 300 meter unna, og lynet slår ned i HS-linjen 500 meter unna transformatoren.

## Oppsummering av resultat case 1

Toppverdi for alle variantene i case 1 er vist i tabell 7.8

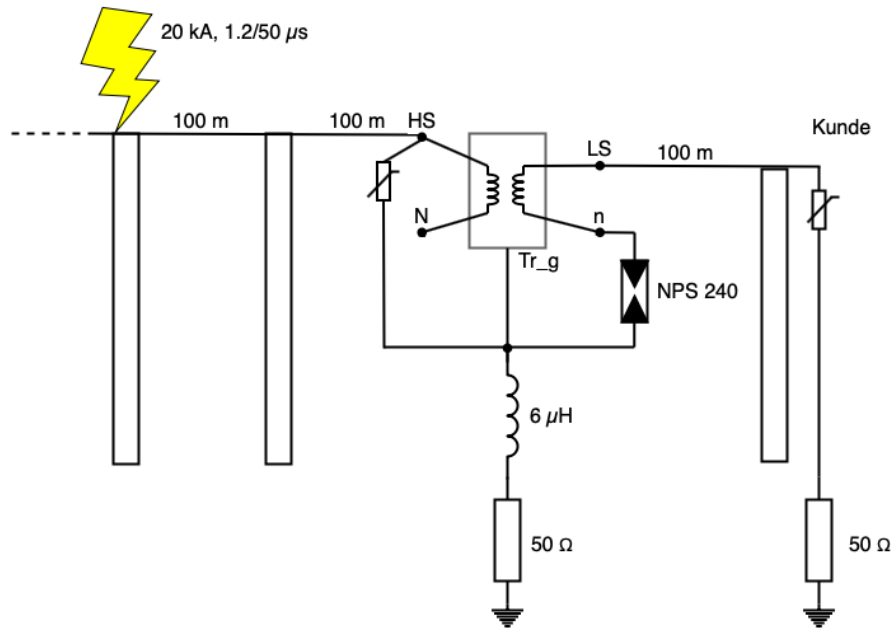
Tabell 7.8: Toppverdier av overspenninger i kV, case 1

Case #	$ V_{HS-V_{kasse}} $	$ V_N-V_{kasse} $	$ V_{LS-V_{kasse}} $	$ V_n-V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
1a	1070	930	40.0	9.47	139.7	75.2
1b	1070	930	40.3	8.75	139.7	75.4
1c	1070	931	40.7	8.09	139.6	75.5
1d	1071	931	40.7	8.09	139.6	75.5
1e	1912	1664	103.8	10.18	448.9	170.5
1f	3054	2657	103.8	10.21	452.9	212.5
1g	1876	1633	36.61	7.75	171.5	113.9

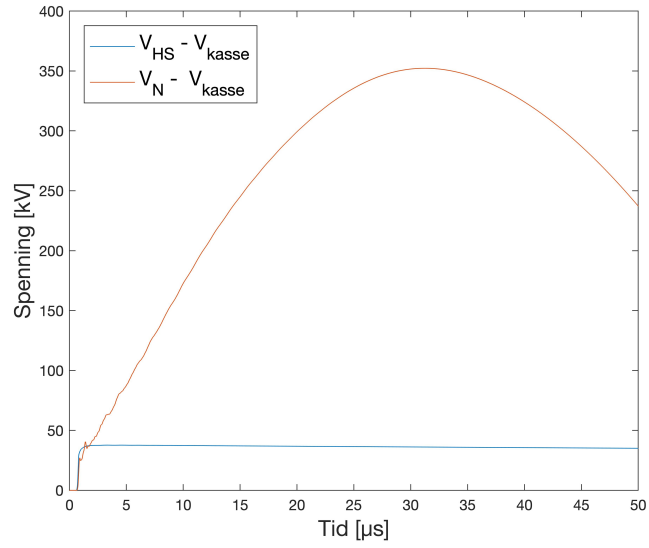
- Case 1a-1d viser at for dette lynnedslaget vil alle gapavstandene på gnistgapet gi overslag før toppverdien av lynoverspenningen nås. Dermed vil det ikke bli stor forskjell i spenningspåkjenningene transformatoren blir utsatt for for gapavstandene som ble analysert. Spenningen på høyspentterminalene og høyspentnullpunktet er langt over impulsholdfasten for en 12 kV transformator, og vern av transformator kun med gnistgap i nabomast er derfor utilstrekkelig. Likevel er det en betydelig reduksjon av overspenningene i forhold til case 0 uten vern.
- I case 1e står gnistgapet 300 meter unna transformatoren, og i case 1f står gnistgapet 500 meter fra transformatoren. Resultatene kan her sammenlignes med case 1c, siden alle casene omhandler et 6 cm gnistgap. Resultatene viser at ved å montere gnistgapet 300 meter unna transformatoren i stedet for 100 meter fra transformatoren, vil spenningen mellom høyspentterminalene og kassen nesten dobles fra 1070 kV til 1912 kV. Ved å montere gnistgapet 500 meter unna transformatoren vil spenningen mellom høyspentterminalene og kassen nesten tredobles, fra 1070 kV til 3054 kV. Dette viser at nærhet mellom gnistgap og transformator er svært viktig, og langt viktigere enn gnistgapåpning.
- Case 1g er likt case 1e, utenom at lynet slår ned 500 meter unna transformatoren i stedet for 200 meter unna. Dermed passerer lynet gjennom gnistgapet og gnistgapet skal fungere som et grovvern her. Resultatene viser at dette bare fører til en marginal reduksjon av overspenningene på transformatorens høyspenningsside. På lavspentsiden er det noe større reduksjon av overspenningene, men vernet er likevel utilstrekkelig.

### 7.2.3 Case 2: HS-avledere

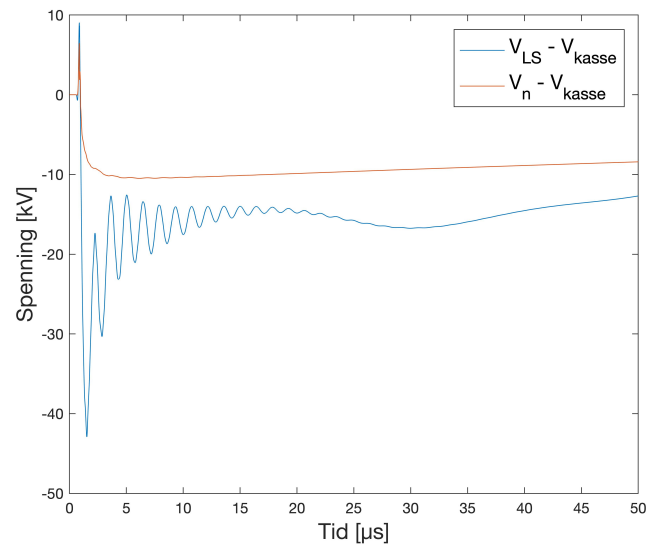
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med HS-avledere. Kretsen er vist i figur 7.23, spenningsforløpet er vist i figur 7.24 og toppverdiene i tabell 7.9.



Figur 7.23: Nettet simulert i case 2.



(a)



(b)

Figur 7.24: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet kun med HS-avledere.

Tabell 7.9: Toppverdier av overspenninger i kV, case 2

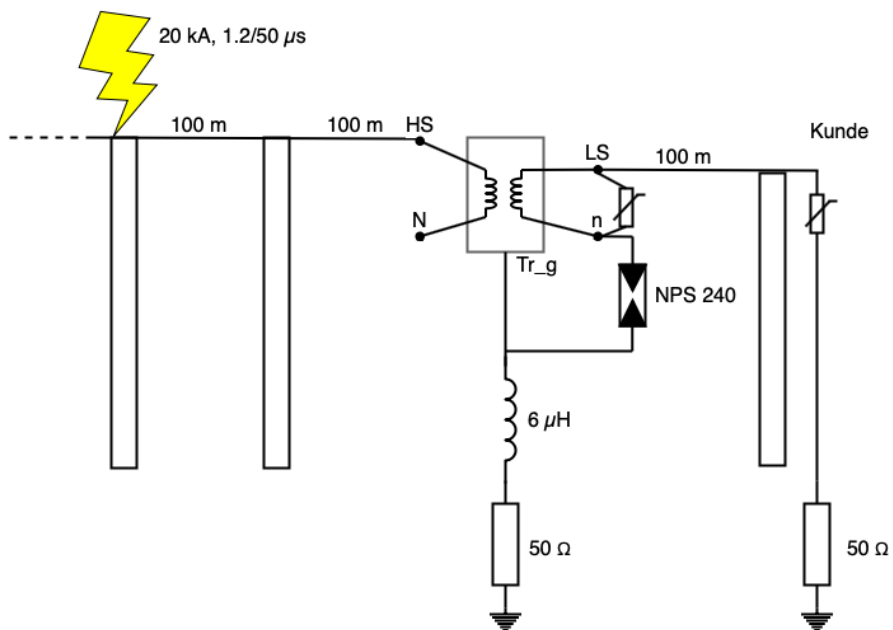
Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
2	37.7	352.3	42.9	10.49	585.2	415

Som resultatene viser vil en her få en akseptabel overspenning på høyspentterminalene, med en maksimalverdi på 37.7 kV. På grunn av potensialøkning i kassejord tenner nullpunktsikringen som fører til at lavspents nullpunkt blir spenningsatt. Mellom lavspents terminalene og transformatorkasse oppstår en høy overspenning på 42.9 kV. Strøm gjennom lavspentsviklingen fører til opptransformert spenning til høyspentsviklingens nøytralt punkt, som får en maksimal spenning på 352.3 kV. Dette overskrider impulsholdfasthet for en 12 kV transformator, og bruk av kun HS-avledere alene er derfor utilstrekkelig.

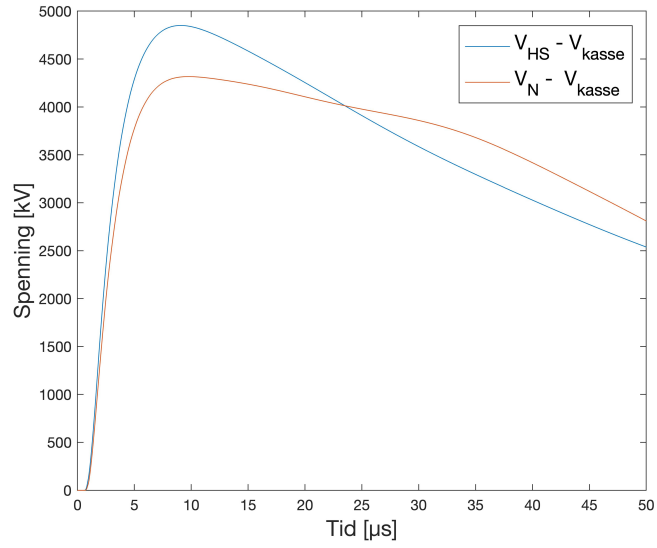


### 7.2.4 Case 3: LS-avledere

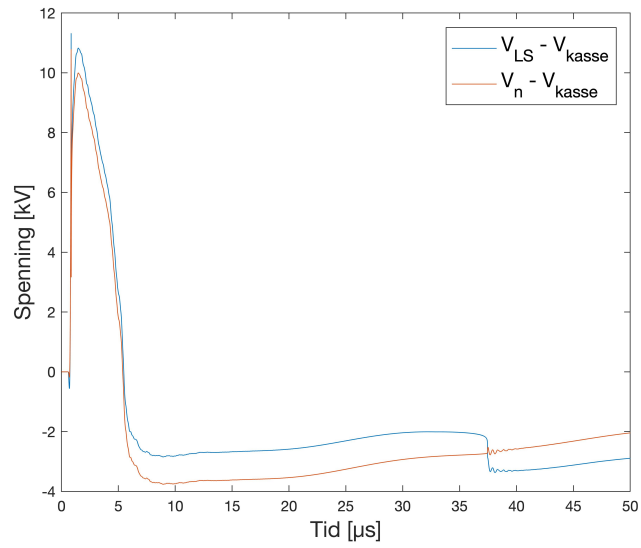
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med LS-avledere. Kretsen er vist i figur 7.25, spenningsforløpet er vist i figur 7.26 og toppverdiene i tabell 7.10.



Figur 7.25: Nettet simulert i case 3.



(a)



(b)

Figur 7.26: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet kun med LS-avledere

Tabell 7.10: Toppverdier av overserspenninger i kV, case 3.

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
3	4850	4316	11.32	10.79	466.2	202.9

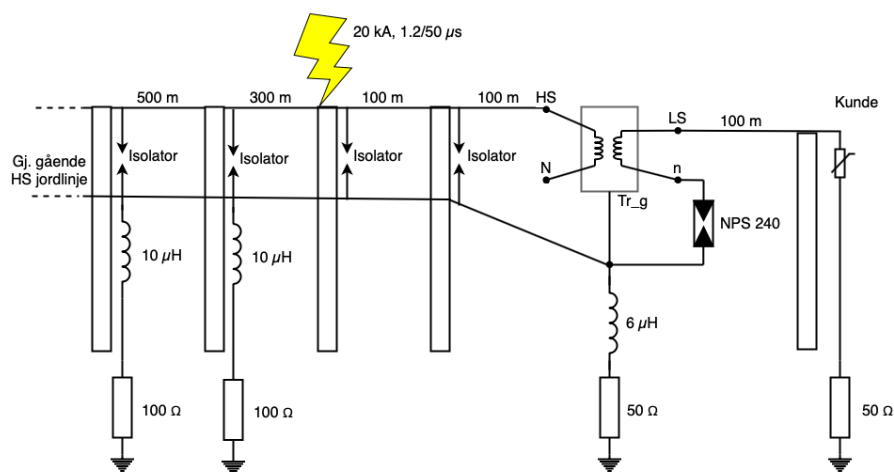
Som resultatene viser vil en her få en svært høy overspenning på høyspentterminalene, med maksimalverdi på 4850 V. HS-nullpunktet vil også få en svært høy overspenning, på 4316 kV. På lavspenningsterminalene derimot, vil spenningen mot kassejord bli effektivt redusert til 11.3 kV, mot 103.8 kV i case 0 uten vern. På grunn av de høye overspenningene på HS-terminalene og HS-nullpunktet er dette vernet alene utilstrekkelig.

### 7.2.5 Case 4: Gjennomgående jord på høyspentlinjen

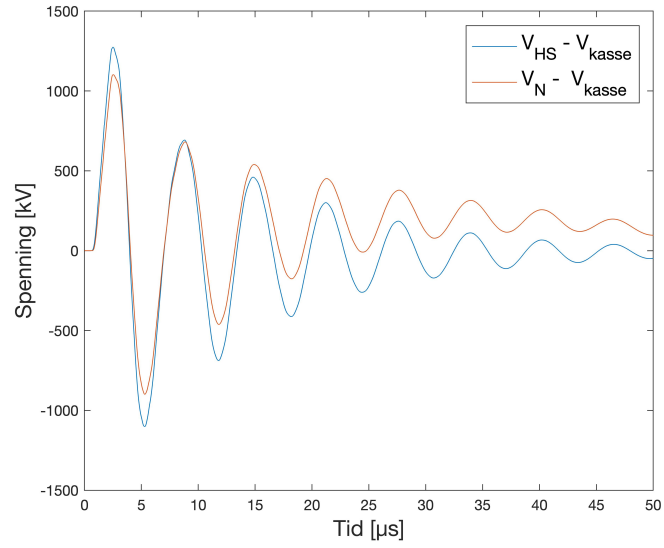
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med gjennomgående jordingsystem i høyspentnettet. Dette kombinert med jordede traverser gjør at overslag over isolatorer kan forekomme. Det ble modellert 10 HS-master med mulighet for overslag over isolator, med nedjording etter 5 master (500 m) og 10 master (1000 m). Dette i samråd med Kjell Ødegård, Hafslund Nett, som mente at dette ville være et fornuftig anslag. I case 4b undersøkes hvor stor effekt det har å montere en impulsjording i nabomast i tillegg.

#### Case 4a: Gjennomgående HS-jord

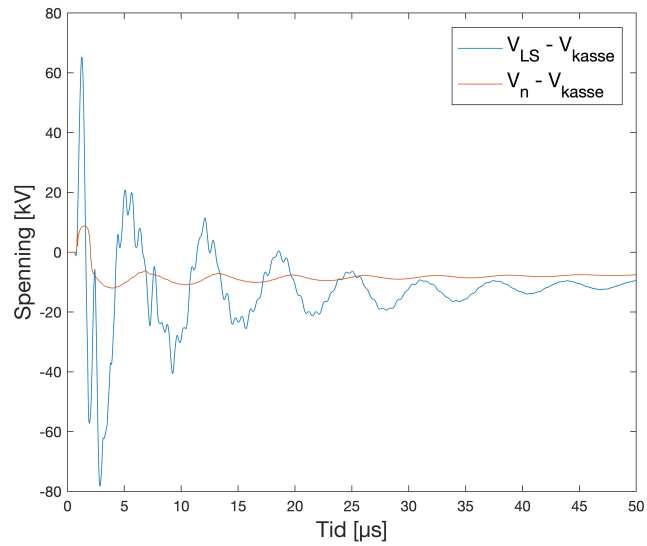
Kretsen er vist i figur 7.27 og spenningsforløpet er vist i figur 7.28.



Figur 7.27: Nettet simulert i case 4a. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)

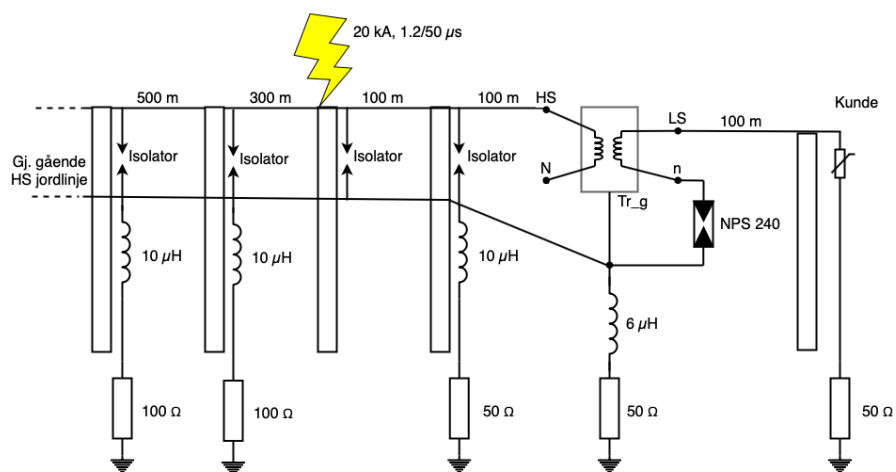


(b)

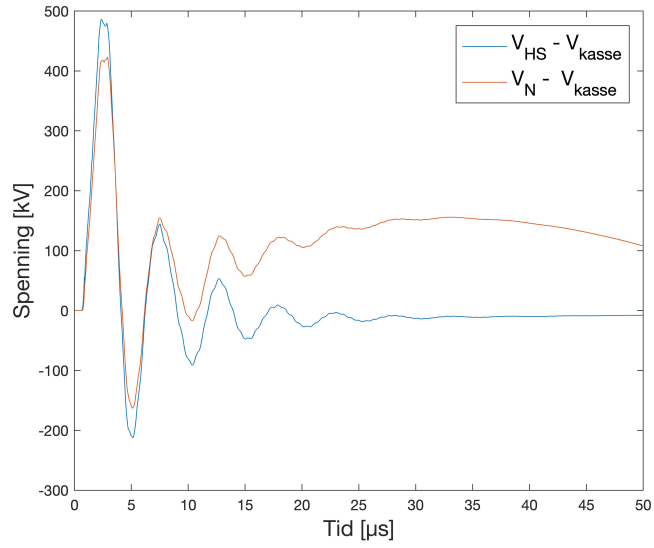
Figur 7.28: Spenningsforløp på transformatoren når den er tilknyttet gjennomgående jord med jordede traverser på høyspentlinjen.

### Case 4b: Gjennomgående HS-jord med impulsjord i nabomast

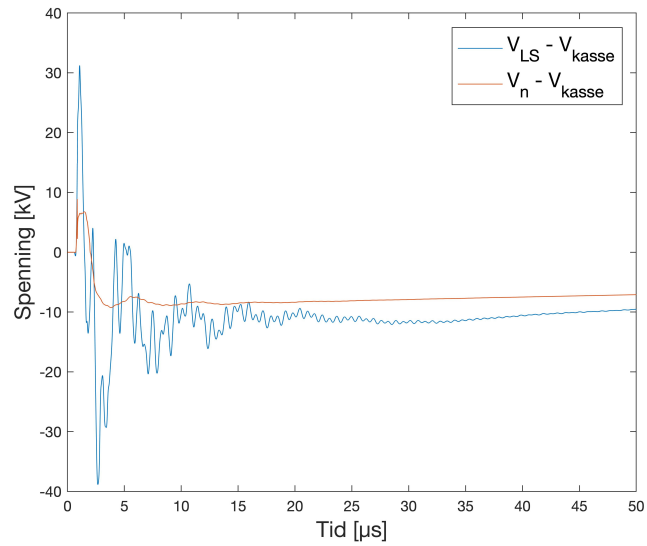
Kretsen er vist i figur 7.29 og spenningsforløpet er vist i figur 7.30.



Figur 7.29: Nettet simulert i case 4b. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)



(b)

Figur 7.30: Spenningsforløp på transformatoren når den er tilknyttet gjennomgående jord med jordede traverser på høyspentlinjen, og nabomasten har montert ekstra impulsjord.

## Sammenligning av resultat case 4

Toppverdiene for overspenningene i variantene av case 4 er vist i tabell 7.11

Tabell 7.11: Toppverdier av overspenninger i kV, case 4

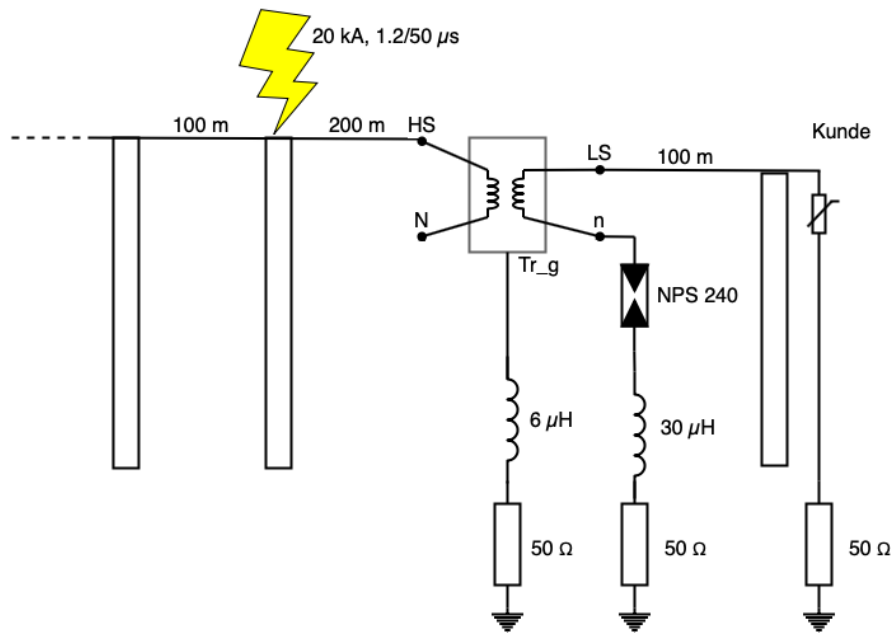
Case #	$ V_{HS-} V_{kasse} $	$ V_{N-} V_{kasse} $	$ V_{LS-} V_{kasse} $	$ V_{n-} V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
4a	1274	1102	78.3	12.01	508.6	334.3
4b	486	422.8	38.9	9.27	278.2	202.6

Resultatene i case 4a viser at en ved å benytte gjennomgående jord på HS-linjen med jordede traverser, oppnår en betydelig reduksjon av overspenningene transformatoren utsettes for i forhold til case 0 uten vern. Monteres det i tillegg en impulsjording i nabomast, halveres overspenningene på HS-terminalene, HS-nullpunktet og LS-terminalene. Resultatene fra simuleringen viser at i hovedsak forekommer overslag over isolatorene i de mastene som har nedjording, så flere nedjordinger i mastene i nærheten av transformatoren vil være gunstig for å senke overspenningene den blir utsatt for. Gjennomgående jord alene gir ikke tilstrekkelig beskyttelse av transformatoren.

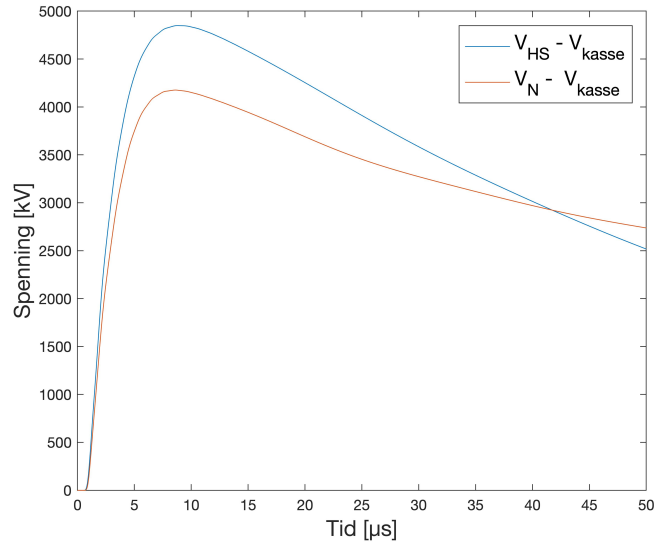


## 7.2.6 Case 5: Separate jordingsystem ved transformator

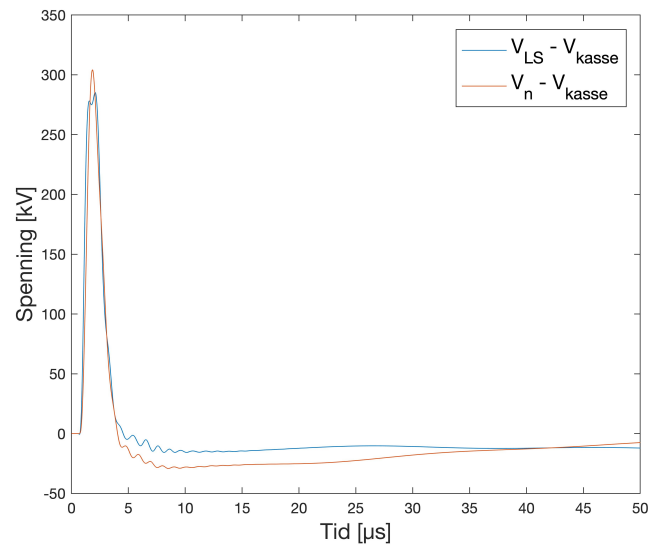
I dette caset undersøkes effekten av å separere jordingen til nullpunktsikringen fra kassejord. Det har tidligere vært svært vanskelig å undersøke dette siden transformatormodellene for simulering ikke har hatt isolerte nullpunkt. Kretsen er vist i figur 7.31, spenningsforløpet er vist i figur 7.32 og toppverdiene i tabell 7.12.



Figur 7.31: Nettet simulert i case 5.



(a)



(b)

Figur 7.32: Spenningsforløp på transformatoren når lavspennullpunktet er jordet separat fra kassejord

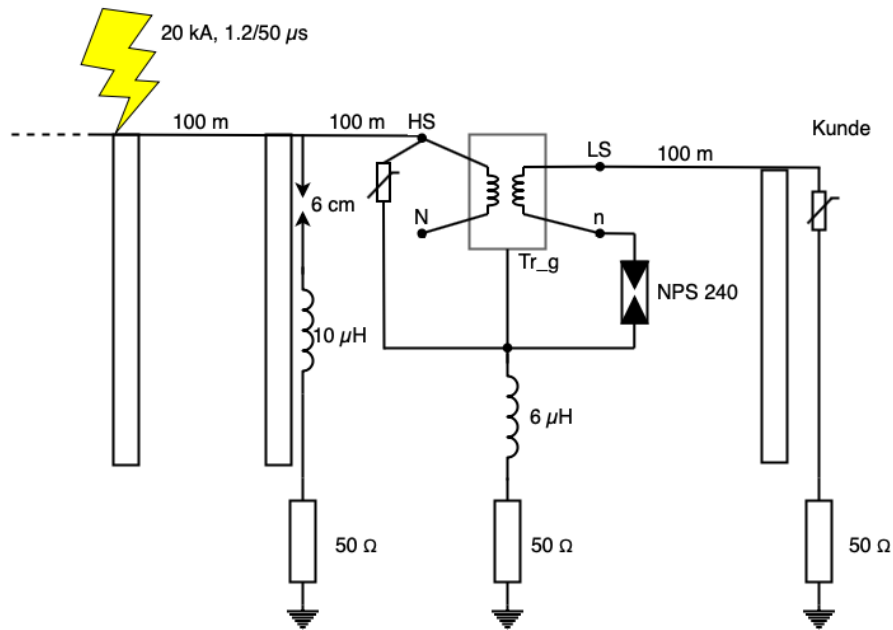
Tabell 7.12: Toppverdier av overspenninger i kV, case 5

Case #	$ V_{HS-V_{kasse}} $	$ V_{N-V_{kasse}} $	$ V_{LS-V_{kasse}} $	$ V_n-V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
5	4849	4176	285.3	304.2	258.9	196.3

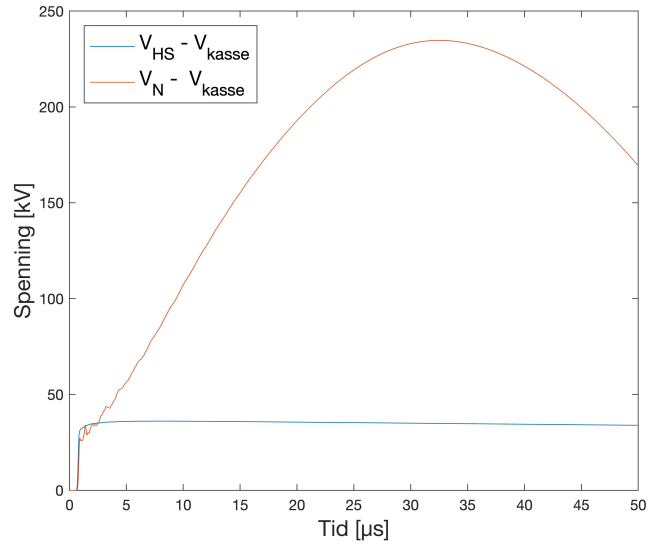
Som resultatene viser vil en her få en svært høy spenning mellom LS-terminal og transformatorkasse, og mellom LS nullpunkt og kasse. Spenningene vil trolig føre til overslag fra kasselokk, noe som gjør at forløpet trolig vil bli annerledes i realiteten. Om en antar at det ikke går overslag fra transformatorlokk til LS-terminal, viser resultatene at bruk av separate jordingssystem ikke bidra til reduserte overspenninger til kunde. Resultatene viser også at spenningsstigning på LS-nullpunktet fører til tenning i nullpunktsavleder i dette tilfellet. På grunn av den høye induktansen i linjen for å separere jordingene, vil nullpunktsikringen i dette tilfellet ikke lede overspenninger til jord like effektivt som med kortere nedjordinger.

### 7.2.7 Case 6: Gnistgap i nabomast og HS-avledere

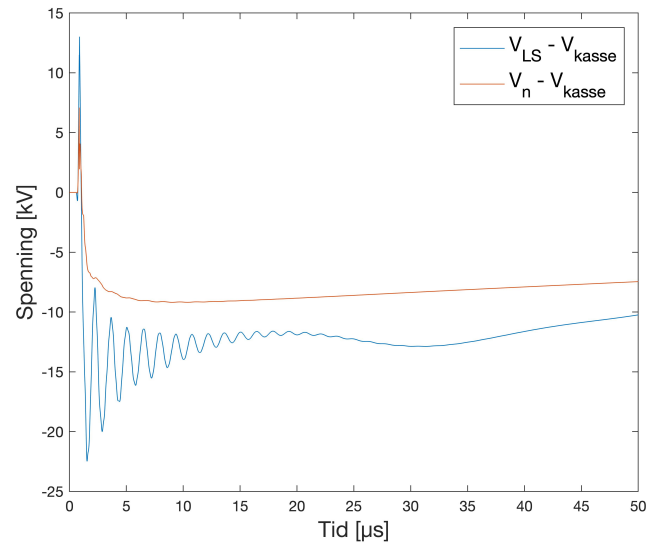
I dette caset undersøkes effekten av gnistgap som grovvern i kombinasjon med HS-avledere. Kretsen er vist i figur 7.33, spenningsforløpet er vist i figur 7.34 og toppverdiene i tabell 7.13.



Figur 7.33: Nettet simulert i case 6.



(a)



(b)

Figur 7.34: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere og gnistgap i nabomast

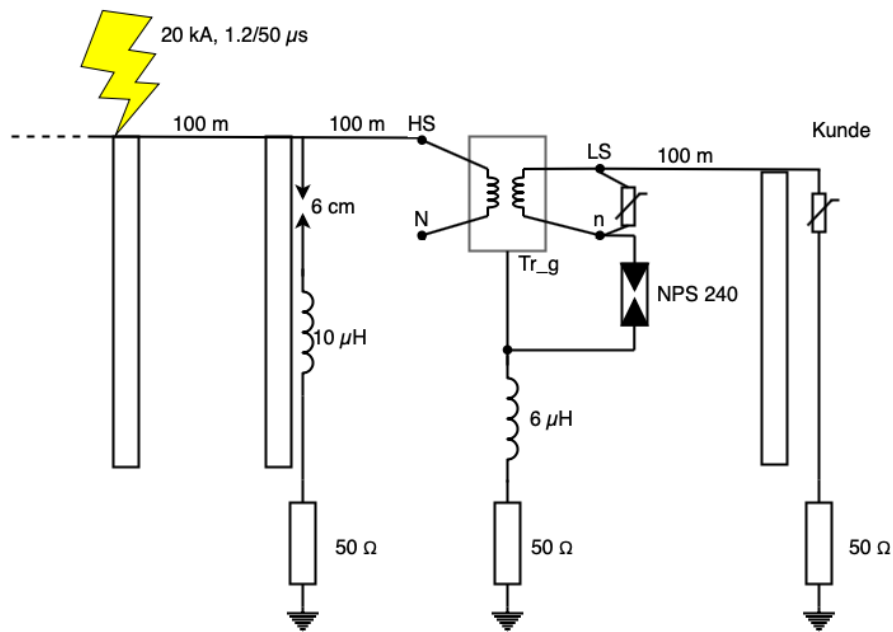
Tabell 7.13: Toppverdier av overspenninger i kV, case 6

Case #	$ V_{HS-} V_{kasse} $	$ V_{N-} V_{kasse} $	$ V_{LS-} V_{kasse} $	$ V_n- V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
6	36.1	235	22.5	9.19	287.4	253.3

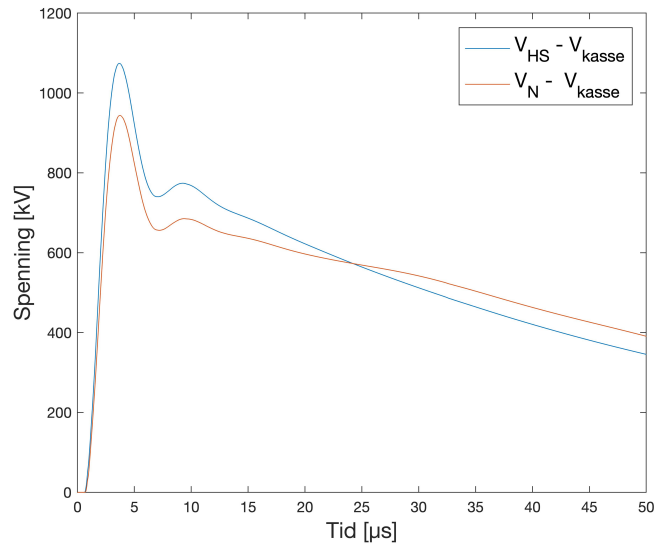
Som resultatene viser blir spenningen på HS-terminalene effektivt redusert. Likevel fører strøm gjennom LS-vikling til en oscillasjon på HS-nøytralpunkt, med en høy overspenning. Sammenlignet med case 2, der kun HS-avledere var brukt, oppnår en noe reduksjon av spenningen på HS-nøytralpunkt, fra 352 kV til 235 kV. Bruk av HS-avledere og gnistgap i nabomast er likevel tilstrekkelig for å verne transformatoren.

## 7.2.8 Case 7: Gnistgap i nabomast og LS-avledere

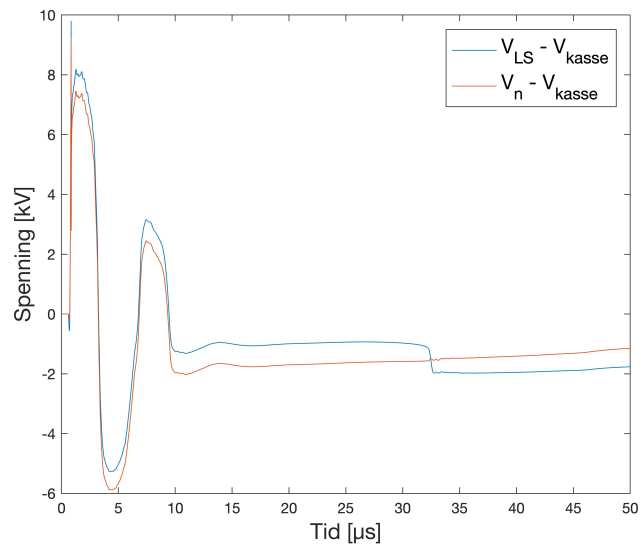
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med gnistgap i nabomast og LS-avledere. Ifølge en analyse av driftserfaringer fra EFI [31] er dette en gunstig vernkombinasjon. Kretsen er vist i figur 7.35, spenningsforløpet er vist i figur 7.36 og toppverdiene i tabell 7.14.



Figur 7.35: Nettet simulert i case 7.



(a)



(b)

Figur 7.36: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med LS-avledere og gnistgap i nabomast.



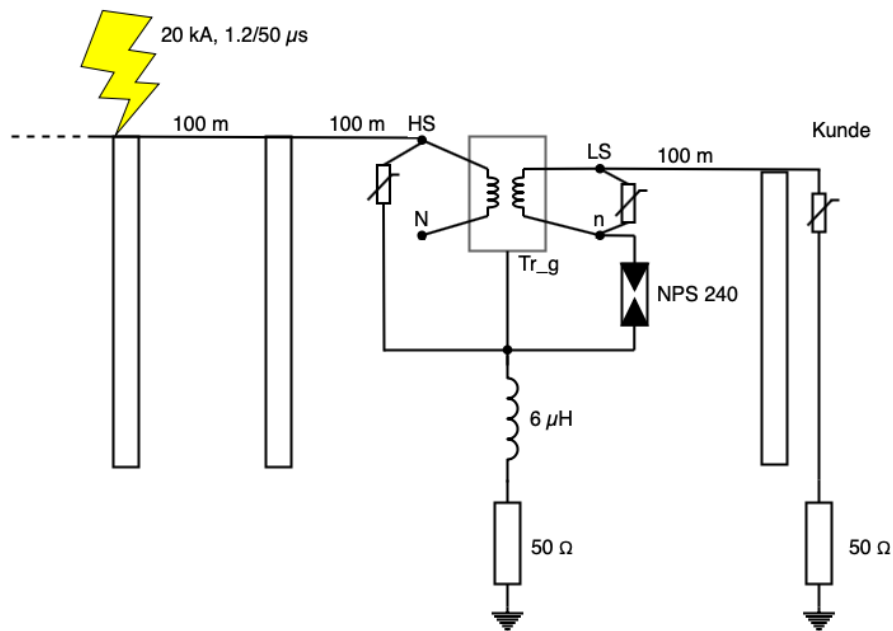
Tabell 7.14: Toppverdier av overspenninger i kV, case 7

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
7	1074	943.5	9.79	9.25	144.7	74.7

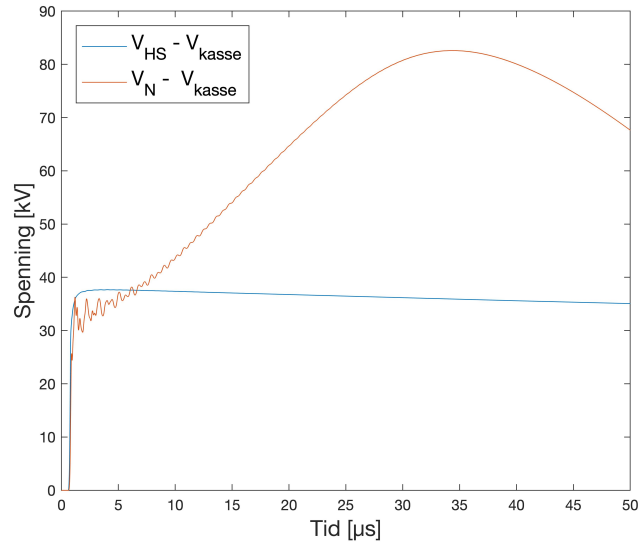
Som resultatene viser bidrar gnistgapet til redusert overspenning på HS-terminalene, og LS-avlederene til redusert overspenninger på LS-terminalene i forhold til case 0 uten vern. Overspenningen på HS-nullpunktet er svært høy. Selv om en betydelig reduksjon i overspenning oppnås, er bruk av LS-avledere og gnistgap i nabomast utilstrekkelig for å verne transformatoren.

### 7.2.9 Case 8: HS-avledere og LS-avledere

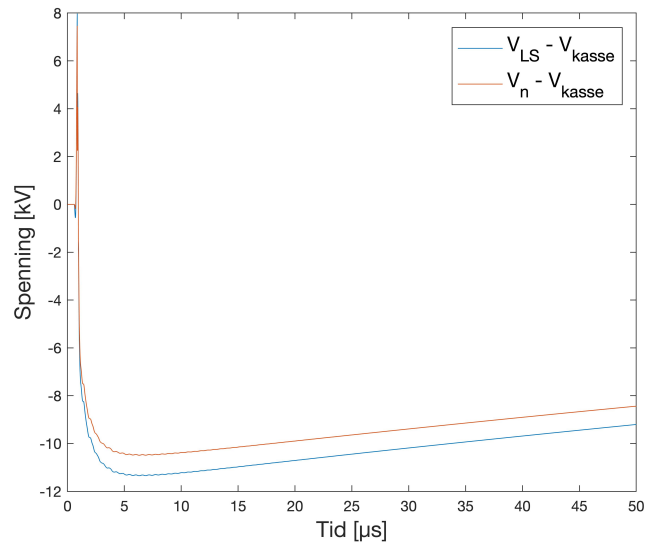
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med HS-avledere og LS-avledere. Dette caset tilsvarer REN sin anbefalte løsning for overspenningsvern av mastetransformator med HS-luftnett og LS-luftnett. Kretsen er vist i figur 7.37, spenningsforløpet er vist i figur 7.38 og toppverdiene i tabell 7.15.



Figur 7.37: Nettet simulert i case 8.



(a)



(b)

Figur 7.38: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere og LS-avledere.

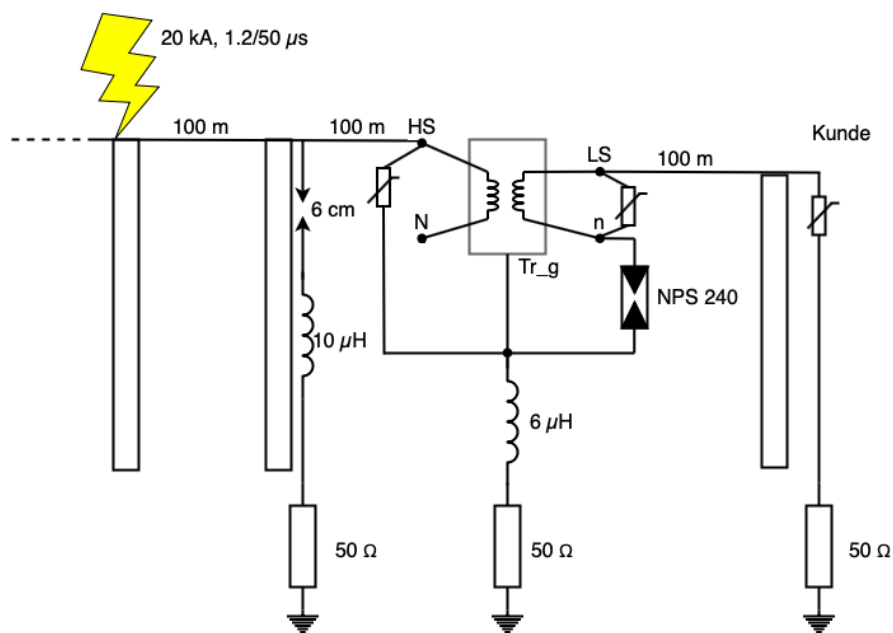
Tabell 7.15: Toppverdier av overspenninger i kV, case 8

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_{N-} - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
8	37.7	82.6	11.35	10.49	580.4	417.9

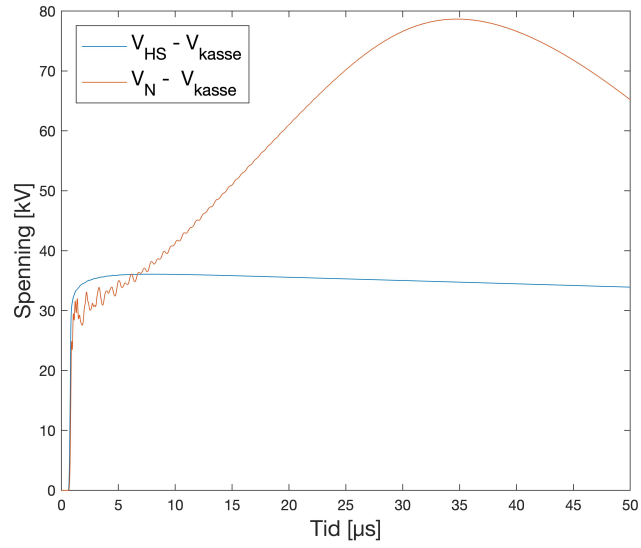
Som resultatene viser oppnås god beskyttelse i dette tilfellet. Overspenningen over HS-terminalene er effektivt redusert til et akseptabelt nivå. Overspenningen over LS-terminalene blir redusert betydelig. HS-nullpunktet får en mye lavere overspenning enn for tilfellet uten LS-avledere. Dette siden LS-avlederen begrenser strømmen gjennom LS-viklingen, som igjen begrenser opptransformert overspenning fra lavspenning til høyspenningens nøytralt punkt. Impulsholdfasthet for 12 kV transformator er av REN anbefalt som 75 eller 95 kV, så i dette tilfellet kan det hende at transformatoren vil takle påkjenningen. En kombinasjon av HS-avledere og LS-avledere er altså trolig tilstrekkelig for å verne transformatoren.

### 7.2.10 Case 9: Gnistgap i nabomast, HS-avledere og LS-avledere

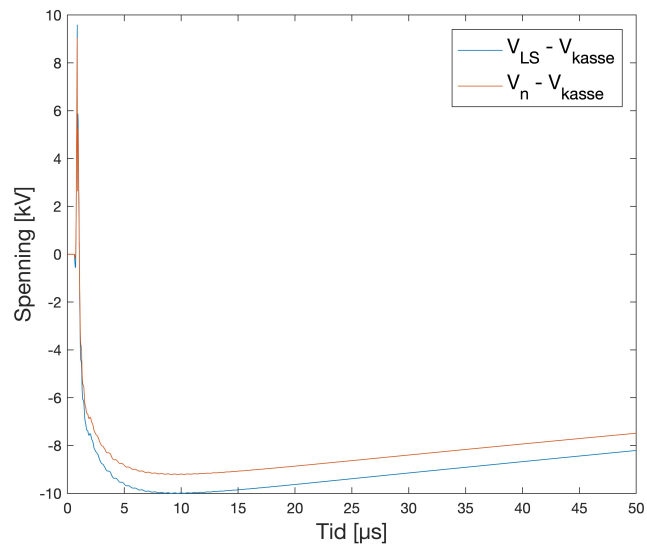
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med HS-avledere, LS-avledere og gnistgap i nabomast. Dette caset tilsvarer REN sin opsjon for lynutsatte områder, der en kan velge å montere gnistgap i tillegg til HS-avledere og LS-avledere. Gnistgapmodellen er for et 6 cm gnistgap som anbefalt av El-Tjeneste. Kretsen er vist i figur 7.39, spenningsforløpet er vist i figur 7.40 og toppverdiene i tabell 7.16.



Figur 7.39: Nettet simulert i case 9.



(a)



(b)

Figur 7.40: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere og gnistgap i nabomast

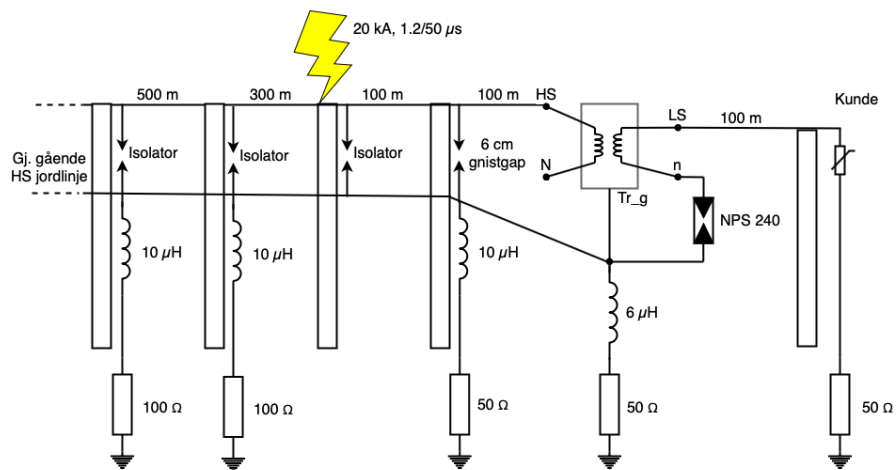
Tabell 7.16: Toppverdier av overspenninger i kV, case 9

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
9	36.1	78.7	10.00	9.21	285.9	255.4

Som resultatene viser vil en i dette tilfellet oppnå god beskyttelse av transformatoren. Overspenningene er likevel bare marginalt lavere enn for tilfellet der det ikke var benyttet gnistgap i nabomast (Case 8). Bruk av gnistgap i nabomast ansees derfor som et lite effektivt ekstratiltak i dette tilfellet. Kombinasjonen av HS-avledere, LS-avledere og gnistgap i nabomast er trolig tilstrekkelig for å verne transformatoren.

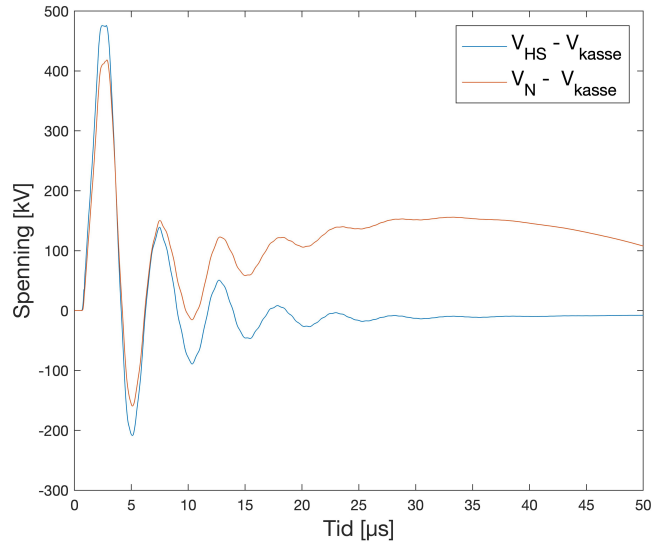
### 7.2.11 Case 10: Gnistgap og gjennomgående jord

I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med gnistgap i nabomast og gjennomgående jordingsystem med jordede traverser på HS-linjen. Dette caset undersøker hvor mye bedre beskyttelse en får ved å montere gnistgap når en allerede har gjennomgående jord og jordede traverser. Kretsen er vist i figur 7.41, spenningsforløpet er vist i figur 7.42 og toppverdiene i tabell 7.17.

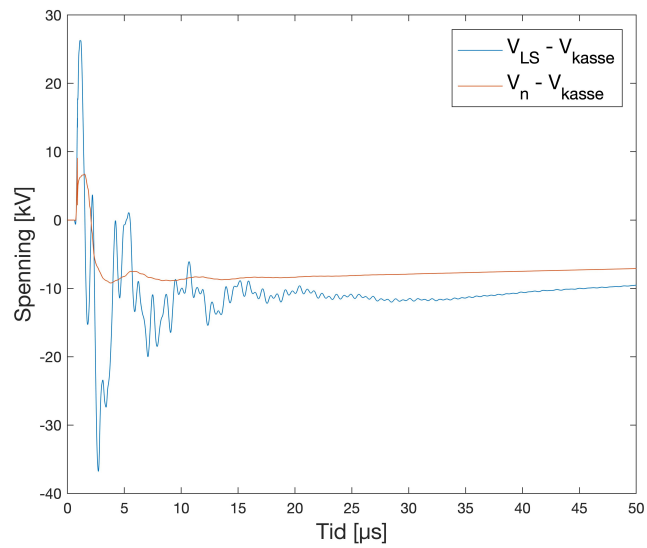


Figur 7.41: Nettet simulert i case 10. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.





(a)



(b)

Figur 7.42: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med gnistgap i nabomast, og har gjennomgående HS-jord med jordede traverser

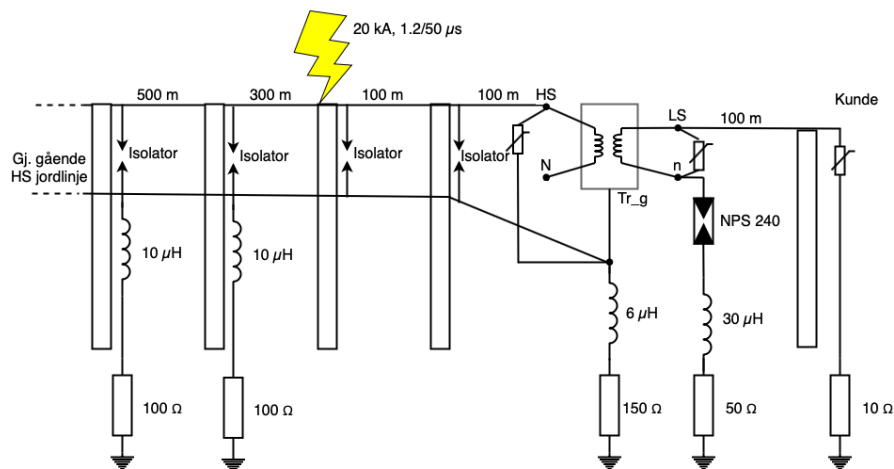
Tabell 7.17: Toppverdier av overspenninger i kV, case 10

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
10	476.2	418.6	36.8	9.21	277.2	202.8

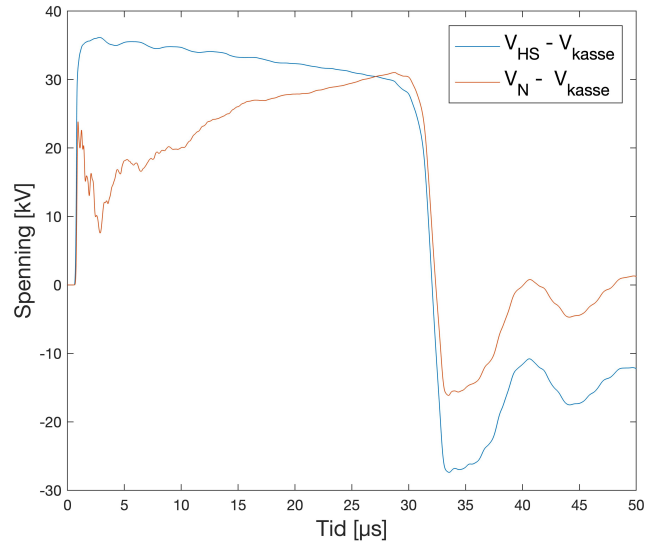
Som resultatene viser oppnår en betydelig reduksjon av overspenningene i forhold til case 0. I forhold til case 4a, der det kun var brukt gjennomgående jord, oppnås bedre beskyttelse. I forhold til case 4b, der det var benyttet gjennomgående jord og montert en impulsjording, er beskyttelsen marginalt bedre. Dette viser at det vil være omtrent like effektivt å montere en impulsjording i nabomast som å montere gnistgap i nabomast i et nett med gjennomgående jord. Løsningene med gjennomgående jord og gnistgap gir ikke tilstrekkelig beskyttelse av transformatoren.

### 7.2.12 Case 11: HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående jord og separate jordingsystem HS/LS

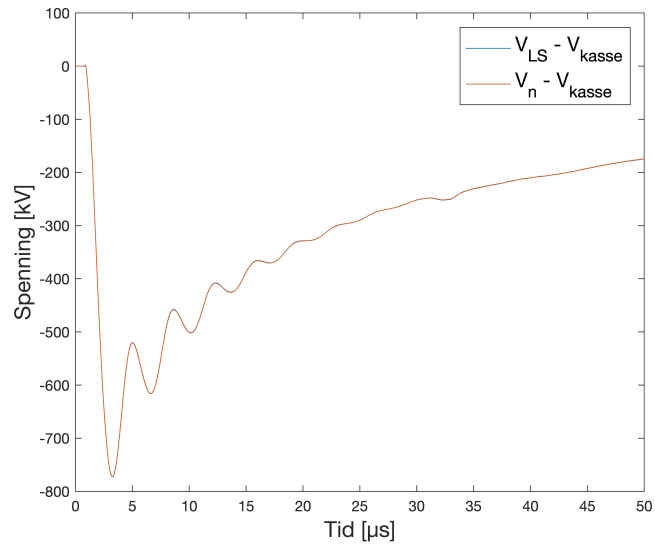
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående HS jord med jordede traverser og jording til nullpunktsikringen separert fra kassejord. I dette caset undersøkes også effekten av å jorde nullpunktsikringen via en 25 meter lang luftlinje modellert ved en induktans på  $30 \mu\text{H}$ . Dette tilsvarer foretrukken løsning fra veilederen til Forskrift om Elektriske Forsyningsanlegg (FEF:2006) [8], og anbefalt løsning fra EFI [14][5]. Kretsen er vist i figur 7.43, spenningsforløpet er vist i figur 7.44 og toppverdiene i tabell 7.18.



Figur 7.43: Nettet simulert i case 11. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)



(b)

Figur 7.44: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående HS-jord med jordede traverser, og nullpunktsikringens jord er separert fra transformator-kassens jord.

Tabell 7.18: Toppverdier av overspenninger i kV, case 11

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
11	32.1	31	772.8	772.1	704.2	114.3

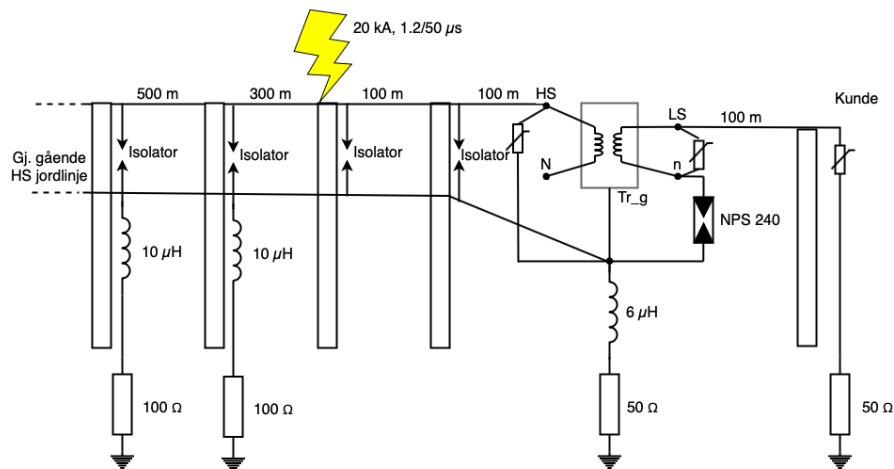
Som resultatene her viser vil det bli svært høy spenning mellom LS-terminalen og kassen, og LS-nullpunkt og kassen. Dette vil føre til overslag mellom kasse og terminaler, så spenningsforløpene vist her vil ikke bli korrekt. Resultatene indikerer også at dette ikke er en gunstig konfigurasjon, til tross for tidligere anbefalinger.

### 7.2.13 Case 12: HS-, LS-avledere og gjennomgående høyspentjord

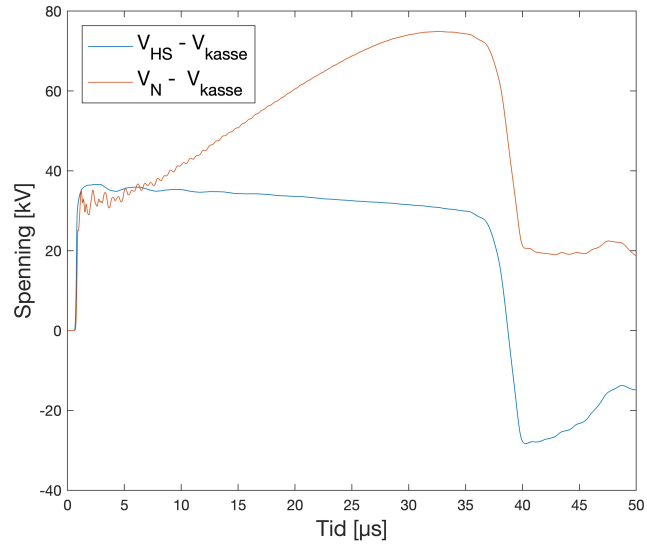
I dette caset undersøkes effekten av forskjellig impulsmodstand til jord ved transformatoren, for en transformator i et nett med gjennomgående HS-jord, vernet med HS-avledere og LS-avledere.

#### 12a: 50 $\Omega$ jordimpedans

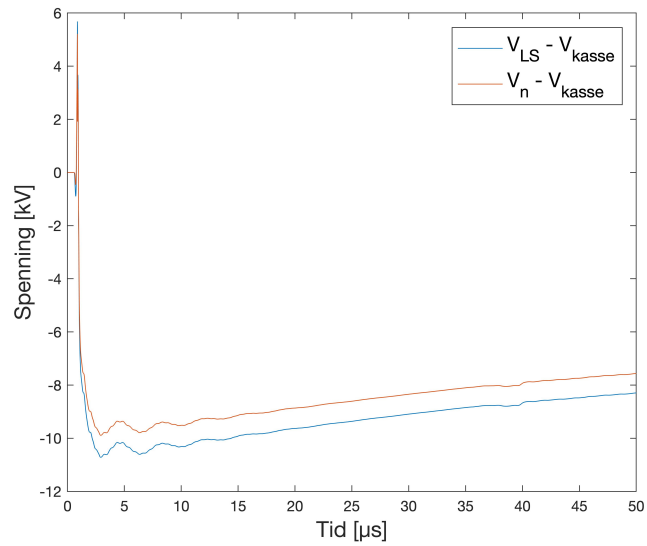
Kretsen er vist i figur 7.45 og spenningsforløpet er vist i figur 7.46.



Figur 7.45: Nettet simulert i case 12a. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)

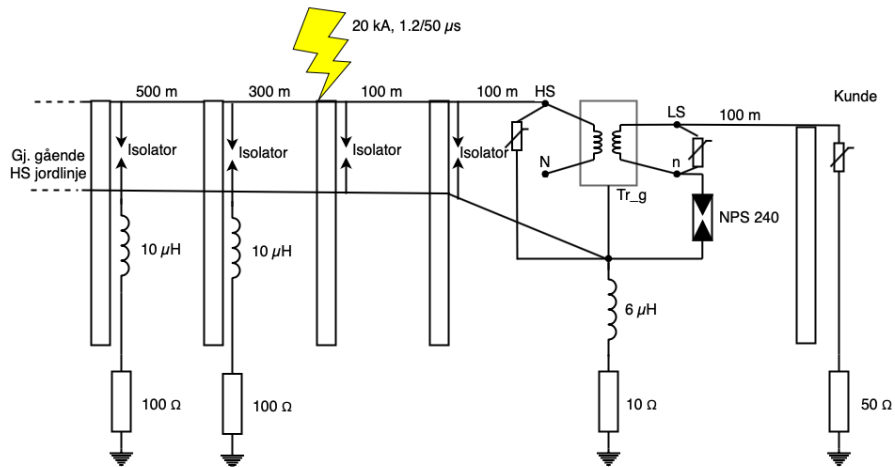


(b)

Figur 7.46: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere og har gjennomgående høyspentjord med jordede traverser.

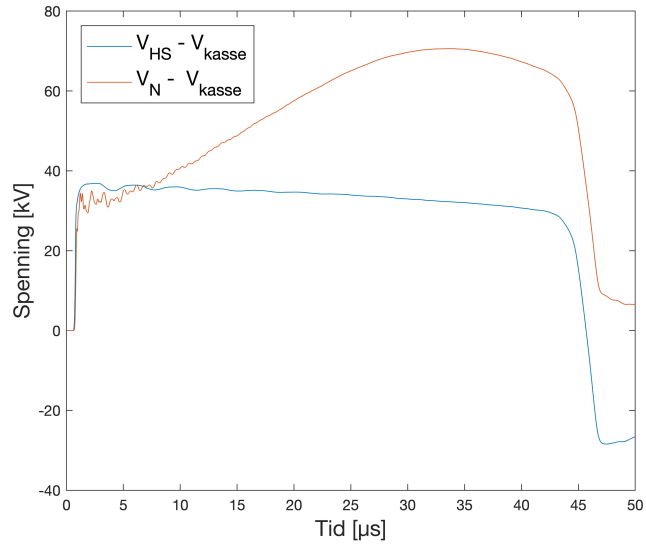
### 12b: 10 $\Omega$ jordimpedans

I dette caset undersøkes det hvordan situasjonen endrer seg om en bygger et ekstra godt jordingsanlegg ved transformatoren, og overgangsmotstanden mot jord her blir 10  $\Omega$ . Kretsen er vist i figur 7.47 og spenningsforløpet er vist i figur 7.48.

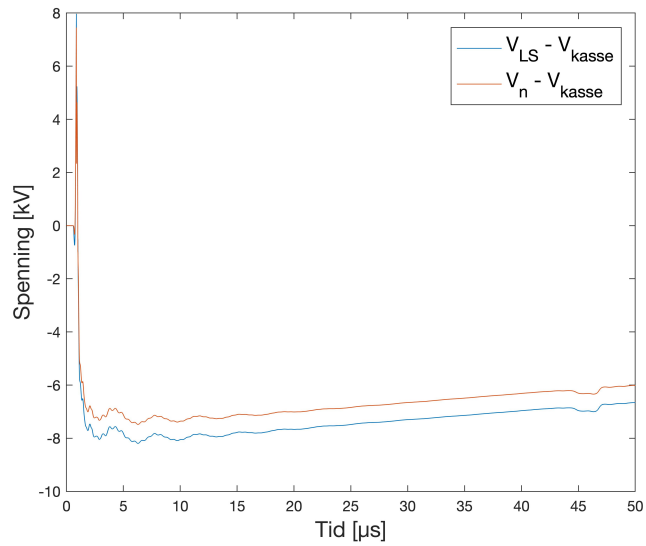


Figur 7.47: Nettet simulert i case 12b. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.





(a)

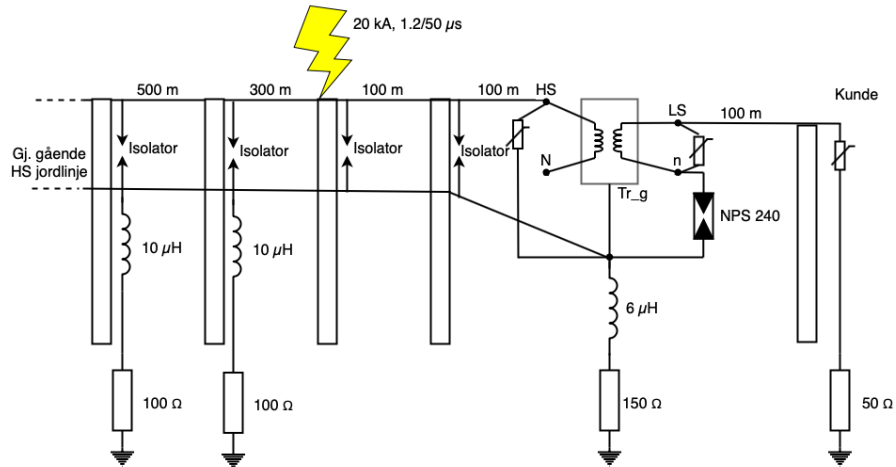


(b)

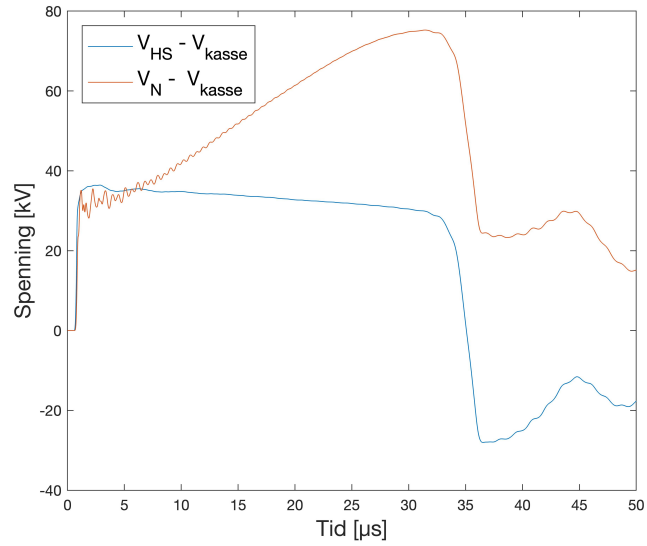
Figur 7.48: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere og har gjennomgående høyspentjord med jordede travesser. Overgangsmotstanden til jord  $10 \Omega$  ved transformator

### 12c: 150 $\Omega$ jordimpedans

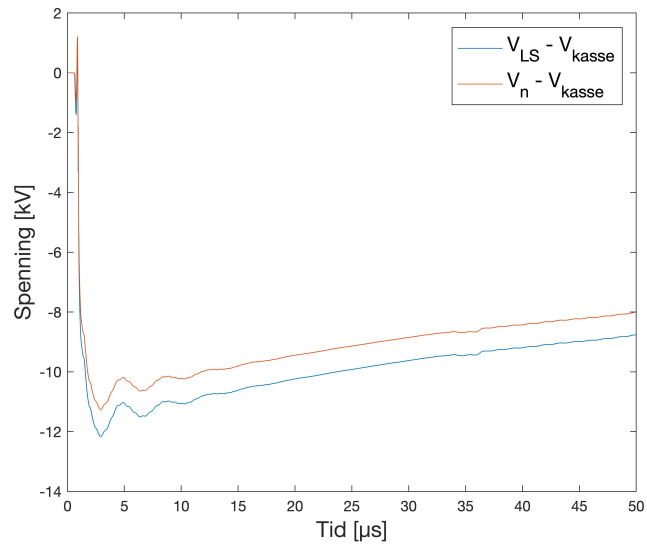
I dette caset undersøkes det hvordan situasjonen endrer seg om en transformatoren står på fjell. Typisk overgangsmotstand mot jord som oppnås da er 150  $\Omega$ . Kretsen er vist i figur 7.49 og spenningsforløpet er vist i figur 7.50.



Figur 7.49: Nettet simulert i case 12c. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)

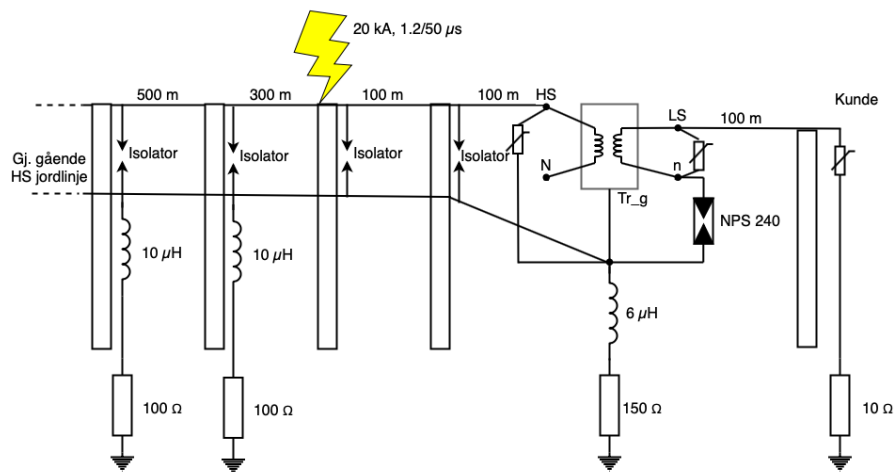


(b)

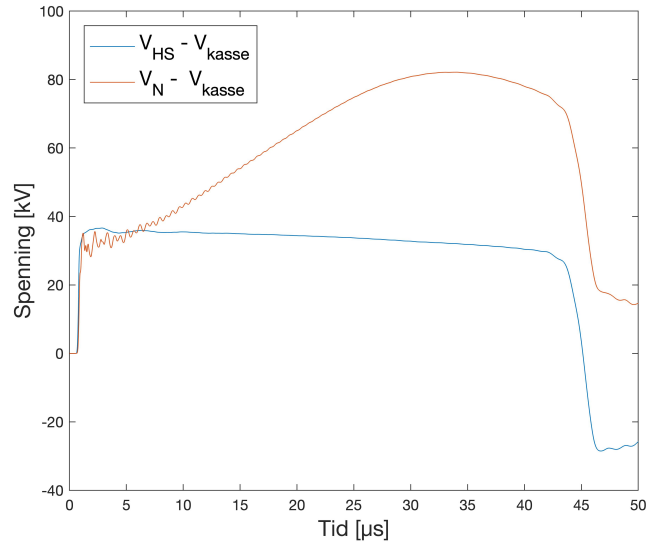
Figur 7.50: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere og har gjennomgående høyspentjord med jordede travesser. Overgangsmotstanden til jord  $150 \Omega$  ved transformator

### 12d: Kunde 10 $\Omega$ jordimpedans, trafo 150 $\Omega$ jordimpedans

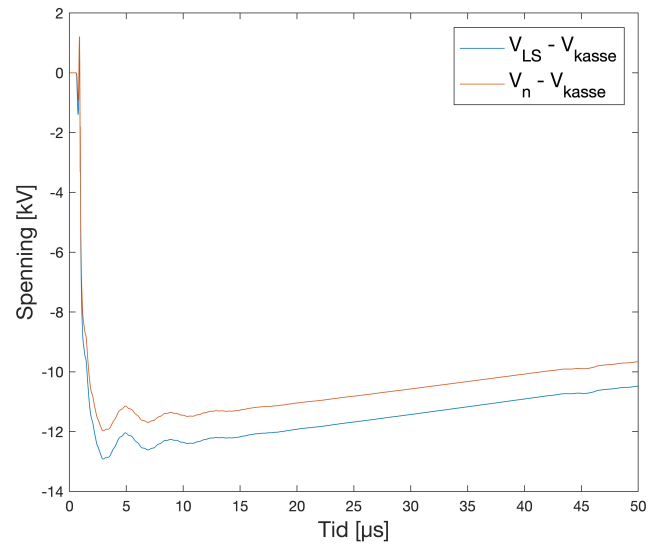
I dette caset undersøkes det om det er spesielt ugunstig at transformatoren har høy jordimpedans, dersom en kunde har lav jordimpedans. Siden strøm følger minste motstands vei, forventes det spesielt store strømmer til kunde her. Kretsen er vist i figur 7.51 og spenningsforløpet er vist i figur 7.52.



Figur 7.51: Nettet simulert i case 12d. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)



(b)

Figur 7.52: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere og har gjennomgående høyspentjord med jordede traverser. Overgangsmotstanden til jord  $150 \Omega$  ved transformator, og  $10 \Omega$  hos kunde.

## Sammenligning av resultat case 12

Toppverdiene for overspenningene i variantene av case 12 er vist i tabell 7.19

Tabell 7.19: Toppverdier av overspenninger i kV, case 12

Case #	$ V_{HS-V_{kasse}} $	$ V_{N-V_{kasse}} $	$ V_{LS-V_{kasse}} $	$ V_{n-V_{kasse}} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
12a	36.6	74.9	10.72	9.89	586.8	348.5
12b	36.9	70.6	8.20	7.48	237	117.2
12c	36.4	75.3	12.17	11.27	1075	567.3
12d	36.6	82.2	12.92	11.98	1056	147.2

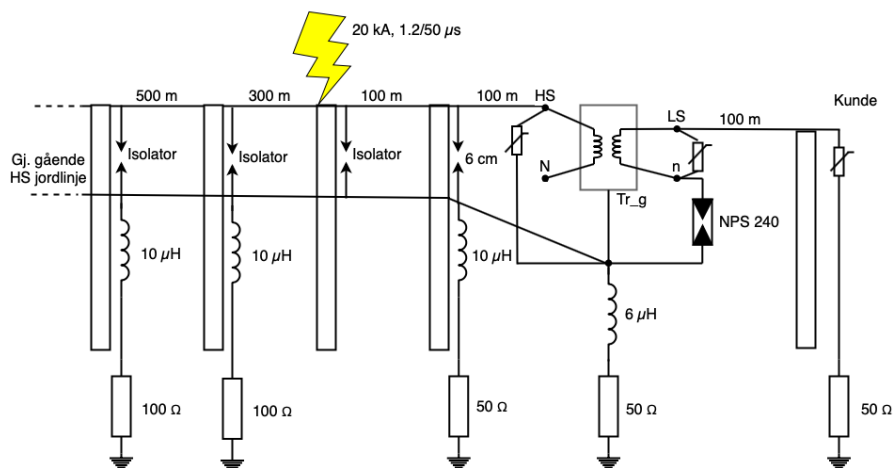
Som resultatene viser er det gunstig med lavere overgangsmotstand, men for vern av transformatoren er det ikke avgjørende. Dette sees ved å sammenligne case 12a (50  $\Omega$  overgangsmotstand mot jord ved trafo) med case 12b (10  $\Omega$  overgangsmotstand mot jord ved trafo). Det er spesielt potensialhevingen av transformator-kassen som blir lavere, mens spenningene relativt til transformator-kassen er noe lavere for situasjonen med bedre jording. I case 12c har transformatoren 150  $\Omega$  overgangsmotstand til jord. I dette tilfellet er også overspenningene litt høyere enn i case 12a. Det er først og fremst potensialhevingen på transformator-kassen som blir svært høy i dette tilfellet. Dette fører også til høye overspenninger hos kunde. I case 12d har kunden mye bedre jordingsforhold enn transformatoren. Forskjellen i overspenninger er først og fremst at kunden får lavere overspenninger, noe som vil være gunstig. Forskjellen mellom case 12a og case 8 viser at gjennomgående jord er gunstig for å redusere overspenningene på transformatoren. Alle variasjonene i caset gir trolig tilstrekkelig beskyttelse av transformatoren.

### 7.2.14 Case 13: Gnistgap, HS-, LS-avledere og gjennomgående høyspentjord

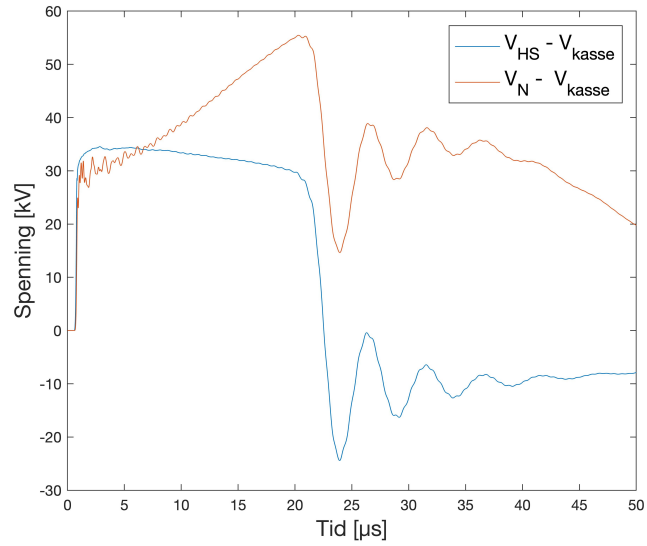
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående høyspentjord med jordede traverser og gnistgap i nabomast. I tillegg gjøres det en variasjon for å se om det er gunstig å montere gnistgap i nabomast dersom transformatoren står på fjell og har høyere overgangsmotstand til jord, mens nabomasten har bedre jordingsforhold.

#### Case 13a: standard konfigurasjon

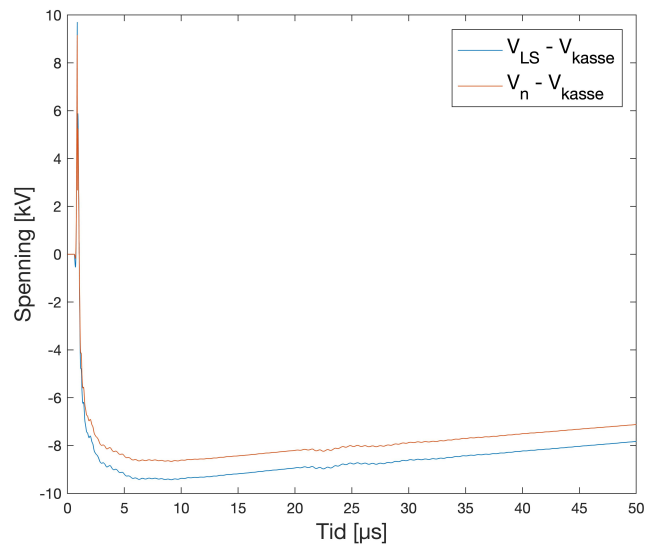
Kretsen er vist i figur 7.53 og spenningsforløpet er vist i figur 7.54.



Figur 7.53: Nettet simulert i case 13a. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)



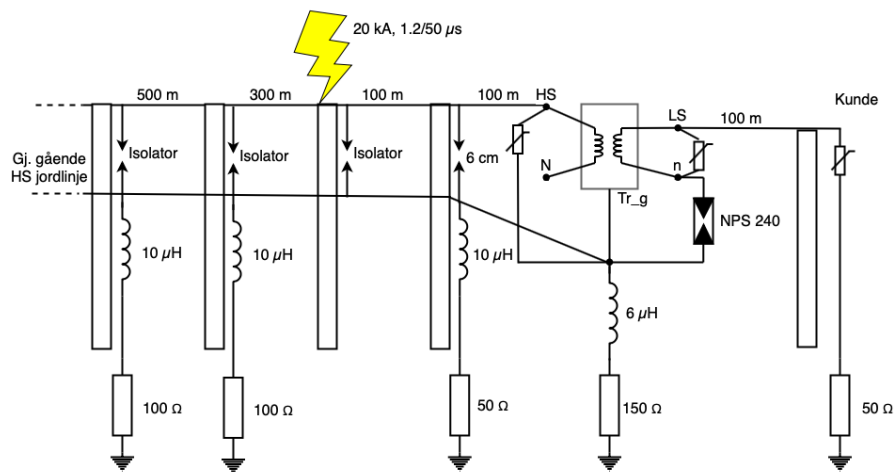
(b)

Figur 7.54: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående høyspentjord med jordede traverser og gnistgap i nabomast.

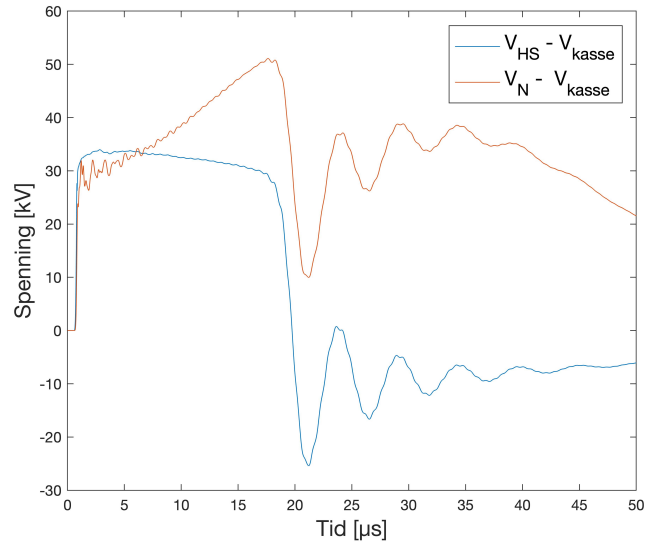


### Case 13b: 150 $\Omega$ jordimpedans i trafo, 50 $\Omega$ jordimpedans i nabomast

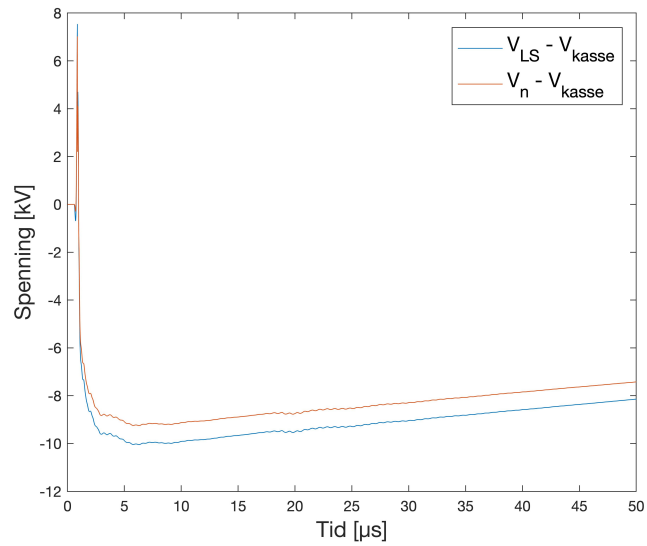
I denne variasjonen undersøkes det om en bør montere gnistgap i nabomast dersom transformatoren har dårlige jordingsforhold. Dette gjelder typisk der en transformator står montert på fjellgrunn, men en nabomast står i løsmasser. Kretsen er vist i figur 7.55 og spenningsforløpet er vist i figur 7.56.



Figur 7.55: Nettet simulert i case 13b. Isolatorer er modellert på 10 master, men kun mastene med nedjording er vist i figuren.



(a)



(b)

Figur 7.56: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående høyspentjord med jordede traverser og gnistgap i nabomast. Overgangsmotstand til jord  $150 \Omega$  ved transformator, og  $50 \Omega$  ved nabomast

### Sammenligning av resultat case 13

Toppverdiene for overspenningene i variantene av case 13 er vist i tabell 7.20

Tabell 7.20: Toppverdier av overspenninger i kV, case 13

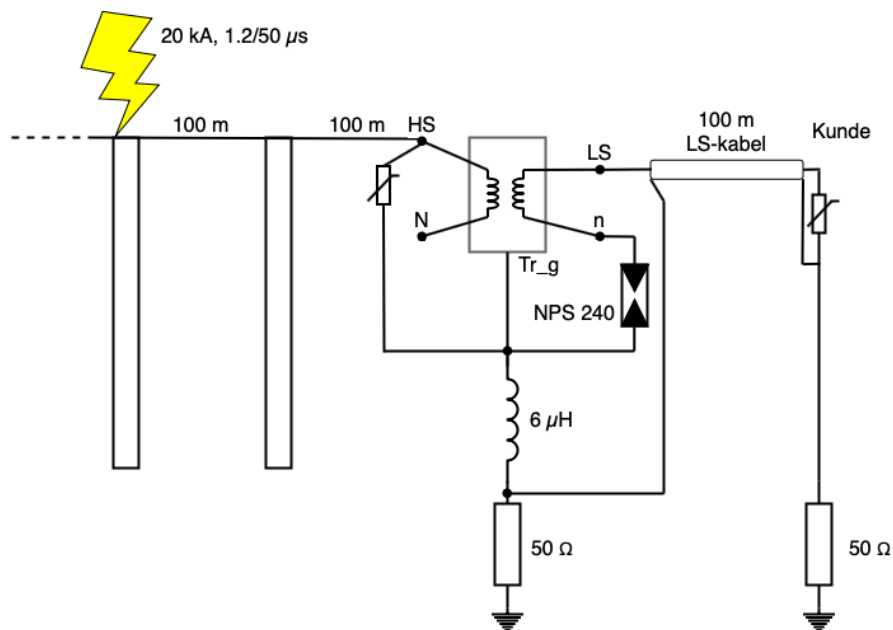
Case #	$ V_{HS-V_{kasse}} $	$ V_{N-V_{kasse}} $	$ V_{LS-V_{kasse}} $	$ V_{n-V_{kasse}} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
13a	34.5	55.5	9.43	8.66	271.6	202.6
13b	34.0	51.1	10.04	9.25	370.5	262.5

Som resultatene viser vil en i begge variantene få god overspenningsbeskyttelse av transformatoren. Case 13a kan sammenlignes med case 12a for å vurdere effekten av å montere gnistgap i nabomast, i et nett med gjennomgående høyspentjord. Som resultatene viser oppnår en ytteligere reduksjon av toppverdien av spenningen mellom HS-nullpunkt og transformatorkasse. Den ekstra impulsjordingen i nabomast bidrar til å senke spenningspåkjenningene på transformatoren. I case 13b undersøkes det om det er spesielt gunstig å montere gnistgap i nabomast dersom det er dårlige jordingsforhold ved transformatoren. Resultatene viser at en i dette tilfellet oppnår omtrent like god beskyttelse som ved case 12a. Bruk av HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående HS-jord og gnistgap i nabomast gir trolig tilstrekkelig beskyttelse av transformatoren.

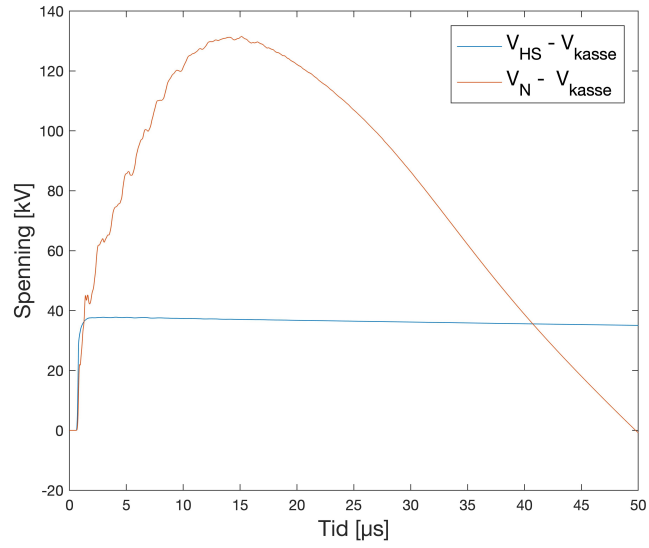
### 7.2.15 Case 14: HS-avledere, LS-kabelnett

I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren kun med HS-avledere, når transformatoren er tilknyttet LS-kabelnett. Dette caset tilsvarer REN sin anbefalte løsning for en transformator med HS-luftlinjer og LS-kabelnett.

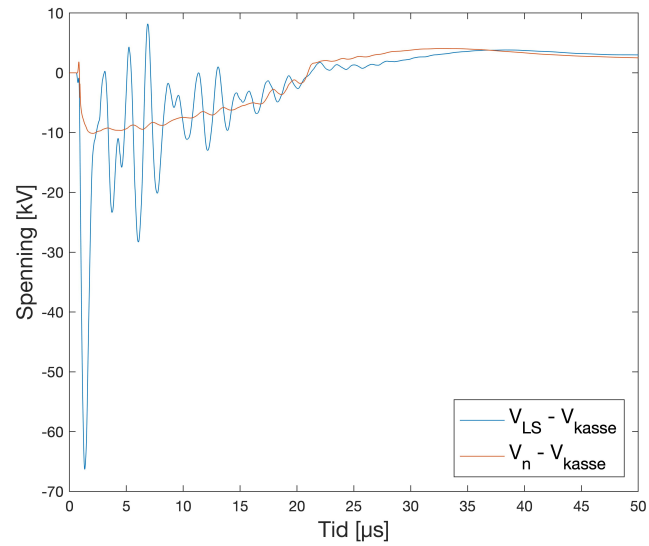
Kretsen er vist i figur 7.57, spenningsforløpet er vist i figur 7.58 og toppverdiene i tabell 7.21.



Figur 7.57: Nettet simulert i case 14.



(a)



(b)

Figur 7.58: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, og transformatoren er tilknyttet LS-kabelnett.

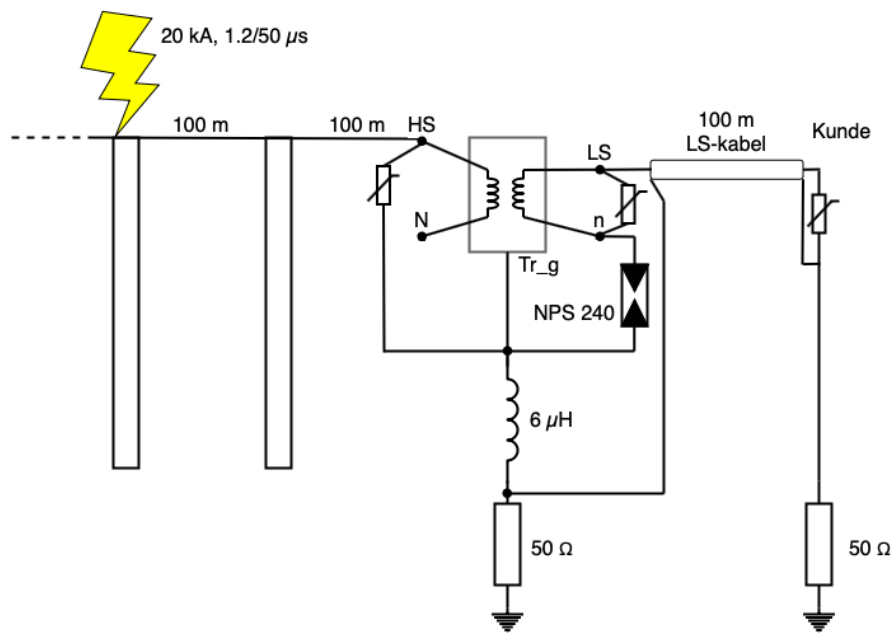
Tabell 7.21: Toppverdier av overspenninger i kV, case 14

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
14	37.8	131.5	66.31	10.12	413.5	423.3

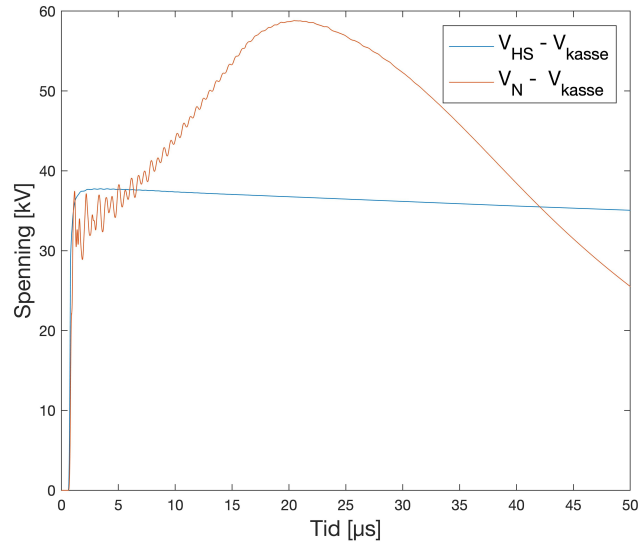
Som resultatene viser får en her utilstrekkelig beskyttelse av HS-nøytralpunktet. Strøm igjennom HS-avlederen fører til potensialhevning på transformator-kassen. Dette fører igjen til overslag i nullpunktsikring, som driver en strøm gjennom LS-viklingene. Dette igjen blir transformert til HS-viklingene, og fører til en oscillasjon med høy amplitude. Bruk av kun HS-avledere for en transformator tilknyttet HS-luftnett og LS-kabelnett gir ikke tilstrekkelig beskyttelse av transformatoren.

### 7.2.16 Case 15: HS-avledere, LS-avledere og LS-kabelnett

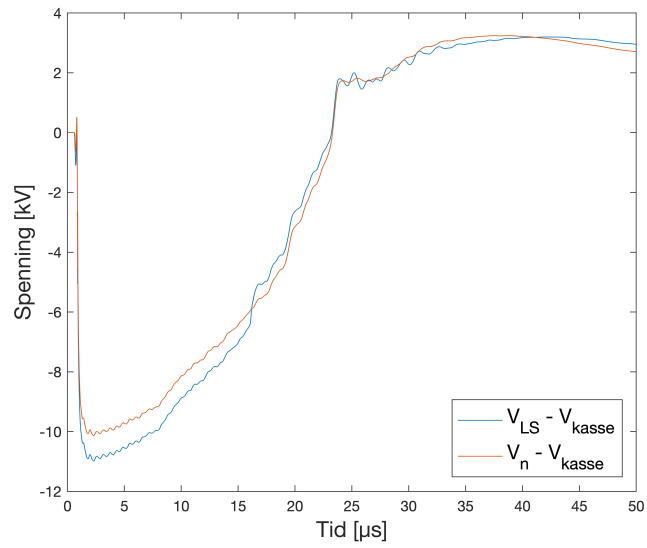
I dette caset undersøkes effekten av å verne transformatoren med HS-avledere og LS-avledere, når transformatoren er tilkoblet LS-kabelnett. Dette for å undersøke om LS-avledere bør anbefales også når transformatoren er tilkoblet LS-kabelnett. Kretsen er vist i figur 7.59, spenningsforløpet er vist i figur 7.60 og toppverdiene i tabell 7.22.



Figur 7.59: Nettet simulert i case 15.



(a)



(b)

Figur 7.60: Spenningsforløp på transformatoren når den er vernet med HS-avledere, LS-avledere og transformatoren er tilknyttet LS-kabelnett.



Tabell 7.22: Toppverdier av overspenninger i kV, case 15

Case #	$ V_{HS-} - V_{kasse} $	$ V_N - V_{kasse} $	$ V_{LS-} - V_{kasse} $	$ V_n - V_{kasse} $	$ V_{kasse} $	$ V_{kunde} $
15	37.7	58.8	11.0	10.14	412.7	420.8

Som resultatene viser vil en i dette tilfellet få god beskyttelse av transformatoren. I forhold til case 14 får en betydelig lavere overspenninger på HS-nøytralfpunktet. Dette indikerer at bruk av LS-avledere er gunstig også i transformatorer tilknyttet LS-kabelnett.

# Kapittel 8

## Diskusjon

Det er tilpasset modeller av overslag i gnistgap og nullpunktsikringer basert på resultat fra laboratorietesting. Deretter er modellene brukt i simulering for et eksempelnett med en helt ny transformatormodell utviklet av Bjørn Gustavsen. Først diskuteres enkelte element i fra hver del av oppgaven, før en generell diskusjon sammenstiller funnene.

### 8.1 Testing av gnistgap

Det ble gjort labtesting av overslag i gnistgap med ulike gapavstander og polaritet i ladespenningen. To overslagsmodeller for tid/spenningskarakteristikk ble sammenlignet, og den ene valgt for videre modellering. For gnistgaptesting med 5 og 6 cm gapavstand viste resultatene klipping ved lavere toppverdi på spenningen enn det som kunne forventes. Dette antas å kunne ha sammenheng med laboppsettet og skyldes måletekniske forhold. Verdiene for de steileste forløpene ble derfor utelatt i analysen. Det ble produsert 8 modeller for overslag i gnistgap, noe som gir økt forståelse for overslag i gnistgap ved forskjellige gnistgapavstander. En svakhet er at alle testene ble gjort i et kontrollert tørt miljø innendørs, mens gnistgap i nettet vil bli utsatt for værpåkjenninger og forurensning.

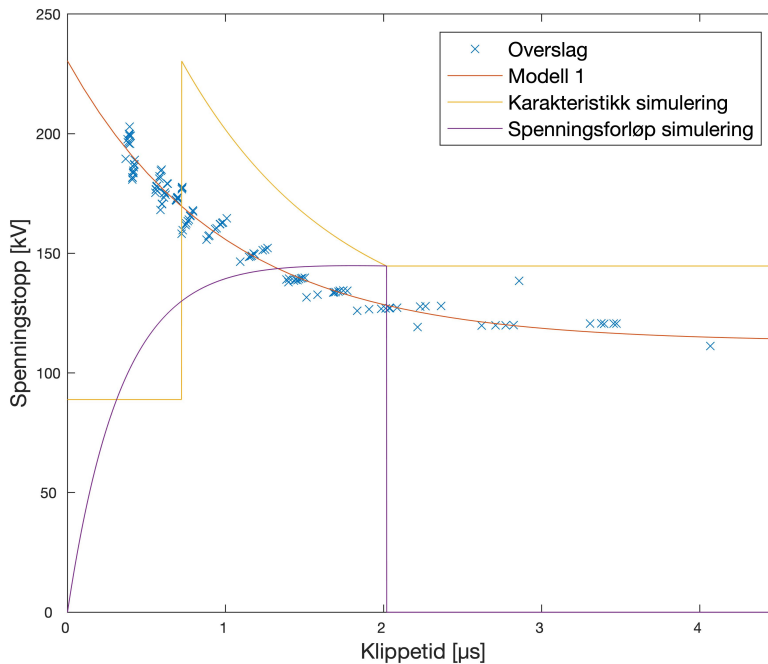
### 8.2 Testing av nullpunktsikring

Det ble gjort labtesting av overslag i nullpunktsikring, og tilpasset en modell for å simulere overslagene ved hjelp av tid/spenningskarakteristikk. Modellen gir en bedre modellering av overslag i nullpunktsikring enn ved bruk av en gapløs av-

leder. Tenningen av luftgapet har trolig liten innvirkning på maksimal spenning målt i simulering, siden lynoverspenningene som er undersøkt i denne oppgaven raskt vil føre til tenning i nullpunktsikring. Dette lenge før lynoverspenningen når sin maksimalverdi. Likevel oppstår det en steil spenningsendring ved lavspenningviklingen, som kan påvirke spenningsforløpet noe. Det ble forsøkt å finne strøm/spenningskarakteristikk for SiC-elementene, men resultatene varierte fra forsøk til forsøk. Dette kan være på grunn av at alle testene ble gjort i et område med lav strøm (1-10 A). En annen årsak kan være at det blir forskjellig antall overslag i luftgapet fra forsøk til forsøk. Dermed blir ikke kretsene identisk fra forsøk til forsøk, noe som gjør at resultatene også vil avvike. Riktig karakteristikk for avlederelementet over et større strømområde ble ikke undersøkt i denne oppgaven, men det ble tatt utgangspunkt i oppgitte verdier fra produsenten av elementene. Dette skal være et bra utgangspunkt, men det kan være at den perforerte glimmerskiven vil påvirke resultatene noe siden overslag ikke kan utvikle seg over hele flaten av SiC-blokkene. Om en ønsker en enda bedre modell av nullpunktsikringen kan det gjøres høystrømtester av avlederelementet. En grundigere analyse av hvordan overslagene utvikler seg i det svært korte luftgapet hadde også vært interessant.

### 8.3 Modellering av gnistgap

En utfordring med modellering av gnistgap er å definere når modellen skal begynne å vurdere spenningen mot en tid/spenningskarakteristikk. Dette skjer når spenningen overskrider  $U_0$ , og det settes da et tidsmerke som spenningsforløpet vurderes fra. Settes  $U_0$  for høyt vil det bli et tidsavvik fra karakteristikken som ble funnet i fra laboratorieforsøkene og resultatene fra simuleringen. Et konstruert eksempel på dette er forsøkt vist i figur 8.1.



Figur 8.1: Settes  $U_0$  for høyt, fås avvik mellom simulert overslag og målt overslagskarakteristikk. Her illustrert med et eksempel der  $U_0$  er satt til 130 kV, for en impuls med ladespenning 150 kV.

Som figuren viser, ville modellen i dette tilfellet først vurdere spenningen mot tid-spenningskarakteristikken etter at spenningen overstiger  $U_0$ . Settes  $U_0$  for lavt derimot, vil modellen kunne sette tidsmerket før impulsen har begynt. Dermed gir modellen for tidlig overslag, og overslag ved for lav spenning. I simuleringene i oppgaven sees det bort i fra nettspenning, så ved å sette  $U_0$  til noen få kV unngår en uønsket setting av tidsmerket. Skal modellen brukes i simulerte nett som inkluderer nettspenning, bør  $U_0$  settes så høy at en unngår setting av tidsmerket fra nettspenningen. En svakhet med den enkle modellen brukt i denne oppgaven er at den ikke sier noe om hvordan mer kompliserte spenningsforløp håndteres. Fordelen med modellen er at den er enkel og bruke, og gir god nøyaktighet [1] så lenge den håndteres riktig.

## 8.4 Modellering av nullpunktsikring

En modell av en nullpunktsikring ble laget som en seriekobling av et gnistgap og en metalloksidavleder i ATPDraw. Et avvik er som vist i kapittel 6.2. I figur 6.4 vises det at spenningsstigningen i den simulerte testkretsen skjer raskere enn i den faktiske testkretsen. Dette antas å skyldes at induktans i testkretsen er neglisjert, siden toppverdi og halvverditid blir riktig. Dette har ingen påvirkning på testresultatene siden tid/spenningskarakteristikken skal være gyldig for alle steilheter, så lenge formen på overspenningen er lik. Kapittelet viser at modellen gir overslag på linjen for kurvetilpassingen etter modell 1 som ønsket. Strømresponsen avvok noe mellom testet forløp og modellert forløp. Avleder-karakteristikken er basert på oppgitte data fra produsenten av SiC-avlederene siden kun begrensede strømtester ble gjort i labforsøkene (1-7 A). Å bygge om testkrets 2 til å også inkludere strømmålinger kunne ikke gjøres enkelt med eksisterende laboppsett. Fordelen med å bruke oppgitte data er at modellen blir sikrere for verdier utenfor området med målinger. Bakdelen er noe usikkerhet om den perforerte glimmerskiven vil ha påvirkning for overslag mellom SiC-elementene.

## 8.5 Simulering

Transformatormodellen som er brukt i simuleringen er basert på en forsknings-transformator, med mulighet for å koble om viklingene eksternt. Denne har også uttatte nullpunkt, som var nødvendig for å lage denne transformatormodellen. Kassen på denne transformatoren er noe større enn tilsvarende 300 kVA-transformatorer for bruk i strømmettet. I utgangspunktet er modellen korrekt bare for denne transformatoren, så mer standardiserte transformatorer bør modelleres for å undersøke om resultatene blir tilsvarende som for denne transformatoren. Siden overføring av spenning mellom HS-LS er proposjonalt med omsetningsforholdet, hadde det vært interessant å hatt en modell av en 24 kV transformator med uttatte nullpunkt. Andre viklingstyper og koblingsgrupper kan også undersøkes. Likevel forventes det at de overordnede funnene i denne oppgaven er gyldige.

Modellen valgt for impulsjording har også påvirkning for resultatene. En mer avansert modell vil kunne gi andre resultat.

## 8.6 Sammenstilling av resultat

I denne delen forsøkes det å gi svar på forskningsspørsmålene i denne oppgaven. Forskningsspørsmålene repeteres og diskuteres undervegs.

Generelt vil valg av andre komponenter, variasjoner og karakteristikk kunne føre til forskjellige resultat i simuleringen. De overordnede funnene vil likevel trolig være gyldige. Simuleringene viser at gnistgap alene ikke gir tilstrekkelig beskyttelse av transformatoren. Likevel oppnås bedre beskyttelse enn uten vern, noe som forklarer at tidligere forskning og driftserfaringer analysert av EFI har konkludert med at gnistgap gir god beskyttelse [31]. Bruk av HS-avledere gav mye lavere spenninger mellom HS-terminalene og kassejord. Bruk av LS-avledere gav mye lavere overspenninger mellom LS-terminalene og kassejord, og førte til langt lavere strømgjennomgang gjennom LS-viklingen. Dermed bidro LS-avledere også til lavere overspenninger opptransformert til HS-nullpunktet. Bruk av gjennomgående jord førte til lavere overspenninger på transformatoren, og flere nedjordinger ble funnet gunstig.

- Har gnistgap i nabomast noen virkning hvis det også er HS-avledere på transformatoren?

Gnistgap i nabomast har virkning selv hvis det er HS-avledere på transformatoren, men transformatoren er utilstrekkelig beskyttet uten LS-avledere.

- Hvor langt unna transformatoren er det gunstig å plassere gnistgap?

Avstand mellom gnistgap og transformator ble funnet å ha svært stor påvirkning på overspenningene som oppstår på transformatoren. REN anbefaler å montere gnistgap 2-5 meter unna transformatoren [25], mens El-Tjeneste anbefaler 1-3 meter unna [12]. Forskjellene mellom å montere et gnistgap i nabomast (100 meter unna) og 500 meter unna ble funnet til å være at spenningen ble tilnærmet tredoblet ved transformatoren. Det er derfor sterkt å anbefale å plassere gnistgapet så nærme transformatoren som mulig. Om lynet passerte gjennom gnistgapet eller ikke hadde liten påvirkning på overspenningene som oppstod på HS-siden av transformatoren. Her er det sett bort fra interne spenningspåkjenninger som oppstår i transformatorviklingene, som øker for steilere forløp og kortere avstander.

- Hvor viktig er gapåpning på gnistgap?

Effekten av ulik gapåpning på maksimal overspenning ble neglisjerbar for casene som ble analysert. Dette siden alle alle modellene gav overslag lenge før overspenningen nådde sin maksimalverdi.

- Hvor stor er effekten av gnistgap i nett med gjennomgående høyspentjord med jordede traverser? Hvor viktig er jordingsimpedansen til gnistgapet?

Effekten av å montere gnistgap i nett med gjennomgående høyspentjord og jordede traverser er i hovedsak begrenset av antall nedjordinger og jordingsimpedans. Med gnistgap i nabomast ble maksimal overspenning mellom HS-terminalene og transformatorkasse 476.8 kV. Dersom en impulsjording ble montert i nabomast uten gnistgap, ville overslag på isolatorene føre til at maksimal overspenning mellom høyspentterminalene og transformatorkasse ble 476.2 kV. Forskjellen er derfor marginal for casene som er analysert.

- Hva er effekten av å jorde nullpunktsikring adskilt fra kassejord?

Bruk av separat jording av nullpunktsikring gav ikke reduserte overspenninger på transformatoren. Modellen brukt i denne oppgaven inkluderer ikke overslag fra transformatorkasse til lavspenningsterminal eller LS-nullpunkt, verken eksternt eller internt. Det kan om mulig inkluderes i fremtidige modeller for å gi et mer pålitelig resultat. Dersom en antar at det ikke blir overslag, vil det fortsatt bli svært store overspenninger hos tilknyttet kunde. Siden denne overspenningen ikke kommer av at kassepotensialhevingen fører til tenning av nullpunktsikring, er det overført overspenning fra HS til LS som er årsaken til denne overspenningen. Dette illustrerer også hvor stor forbedring denne transformatormodellen med isolerte nullpunkt er i forhold til tidligere modeller, der spenningsoppsving i nullpunkt ikke har vært mulig å analysere.

De laveste overspenningene på HS-nullpunktet ble oppnådd i case 11 med en kombinasjon av HS-avledere, LS-avledere, gjennomgående HS-jordlinje og separat jording av nullpunktsikring. Dette er et urealistisk resultat siden de høye overspenningene som oppstår til LS-nullpunktet ved bruk av separat jording av nullpunktsikring, vil føre til overslag mellom transformatorkasse og LS-terminaler. I case 13a og 13b oppnås den beste beskyttelsen av HS-nullpunktet. Dette var ved bruk av gnistgap i nabomast i kombinasjon med gjennomgående jord, HS-avledere og LS-avledere. Også dersom gnistgap ble utelatt oppnådde en akseptabel beskyttelse av HS-nullpunktet (case 12), selv om marginen til impuls-holdfastheten var mindre.

De overordnede funnene er at bruk av HS-avledere og LS-avledere er helt nødvendig for å oppnå en tilfredsstillende beskyttelse av transformatoren for de analyserte situasjonene. I tillegg kan gnistgap vurderes da det bidrar til noe bedre beskyttelse. Ved bruk av gjennomgående jord er det svært gunstig å ha flere nedjordinger, spesielt i mastene nær transformatoren. Bruk av nedjording i nett med gjennomgående HS-jord ble funnet å ha omtrent tilsvarende effekt som gnistgap. Det forutsetter da at en aksepterer overslag over isolator som vern. Et gnistgap vil trolig takle slike påkjenninger bedre, men en slik praktisk vurdering er ikke utført i denne oppgaven.

Bruk av LS-avledere har tidligere vært anbefalt av EFI. Dette blant annet for å begrense overspenninger forårsaket av potensialheving av kassejord. Potensialhevingen fører til overslag i nullpunktsikring, med en påfølgende strøm gjennom lavspenning med transformering opp til høyspenningens nøytrale punkt. Dette har vært forsket mye på, blant annet vist i kildene: [5] [14] [18] [19]. Til tross for dette er det ikke del av dagens REN-anbefalinger å montere LS-avledere dersom transformatoren er tilkoblet LS-kabelnett. Resultatene viser at det vil være gunstig å montere LS-avledere uansett siden de begrenser spenningsoverføring fra LS-viklingen til HS-nullpunktet. Dette vil trolig være en billig oppgradering, siden LS-avledere ikke krever eget jordingsanlegg, men monteres mellom nullpunkt og lavspenningstilkoblingene (parallelt med lavspenningviklingene).



## Kapittel 9

# Konklusjon

Oppgaven sammenlignet ulike tilnærminger for vern av en distribusjonstransformator med isolerte nullpunkt mot lynoverspenninger. Resultatene viste at en kombinasjon av HS-avledere og LS-avledere var nødvendig for å oppnå tilstrekkelig vern av transformatoren. Bruk av LS-avledere bør anbefales uansett, både for transformatorer tilknyttet LS-luftnett og LS-kabelnett. Dette siden LS-avledere er med på å begrense spenningsoppsvinget på HS-viklingens nøytralepunkt. Gnistgap i nabomast ble funnet å gi noe tilleggsbeskyttelse i kombinasjon med HS-avledere og LS-avledere, men var utilstrekkelig alene. Ved å plassere gnistgapet 3 eller 5 spenn unna transformatoren i stedet for i nabomasten, ble spenningen mellom HS-terminalene og transformatorboks hhv. tilnærmet dobbelt og tredoblet. Dette gjaldt også dersom lynet slo ned lenger unna og passerte gnistgapet før transformatoren. Å montere gnistgap som grovvern regelmessig langs med HS-linjer vil derfor ha svært begrenset effekt for vern av distribusjonstransformatorer langt unna. Det er derfor svært viktig å plassere gnistgap i nærmeste mulige mast. Gnistgapåpningen ble funnet å ha neglisjerbar effekt på resultatene for casene som er analysert. Dette siden direkte nedslag i HS-linje medfører svært høye overspenninger, og overslag i gnistgapet vil skje lenge før overspenningens toppverdi. For induerte overspenninger med lavere amplitude kan det bli noe forskjell, men siden resultatene viser at en uansett må ha HS-avledere og LS-avledere for å få tilstrekkelig beskyttelse er virkningen av gapavstanden mindre viktig. Det ble funnet svært gunstig å ha flere nedjordinger i nett med gjennomgående høyspentjord. Dette sørget for flere parallelle veier for lynstrømmen til jord, og begrenset overspenningene betydelig. En nedjording med impulsjording i nabomast gav tilsvarende beskyttelse som et gnistgap, så det er hovedsakelig jordingsimpedansen en bør forsøke å begrense i nett med gjennomgående HS-jord. Bruk av adskilte jordingsystem på kassejord og nullpunktsikring har vært anbefalt mot lynoverspenninger, men simuleringene viste at det vil oppstå svært store spenningsforskjeller mellom

LS-terminalene og transformator-kassen som vil føre til overslag. Årsaken er potensialheving av transformator-kassen som oppstår under lynoverspenningen. Dette kan føre til overslag til LS-terminalene eksternt, eller overslag internt i transformatoren. Dette indikerer at bruk av separate jordingssystemer kan føre til økte påkjenninger på transformatoren under lynoverspenningsforløp.

## 9.1 Forslag til videre forskning

- Lage modeller av vanlige typer fordelingstransformatorer brukt i 24 kV nett, for å undersøke svinginger i nøytralepunkt i 24 kV-transformatorer. Dette siden 24 kV nett er langt mer utbredt enn 12 kV nett, og spenningsoverføringen mellom viklingene er avhengig av omsetningsforholdet i transformatoren.
- Inkludere eksterne overslag fra transformator-kasse til lavspenningsterminaler i simuleringen. Undersøke transformatoren er utsatt for interne overslag som kan oppstå ved adskilte jordingssystemer.
- Studere jordfeilforløp på høyspentnettet, med adskilte jordingssystemer ved transformatoren. Dette for å vurdere om adskilte jordingssystemer bør frarådes.
- Gjøre høystrømsprøver på nullpunktsikring for å vurdere om modellen av SiC-avlederblokkene er god nok.
- Vurdere om en transformator med HS-avledere og LS-avledere er tilstrekkelig beskyttet for lyn som kommer inn via lavspenningnett
- Undersøke hvor mye valg av merkespenning for LS-avledere påvirker overspenningene som kan oppstå.
- Implementere mer avanserte modeller for impulsjording for å undersøke i hvor stor grad jordingmodellene påvirker resultatene.

# Referanseliste

- [1] F. Solskinnsbakk, “Flashover Characteristics for Medium Voltage Insulators,” *Masteroppgave, NTNU*, no. June, 2019.
- [2] E. H. Hansen, *Elektroinstallasjoner*. Classica forlag, 2010.
- [3] Gjensidige, “Fører hendelser på høyspenningsnettet til brannskader i bygningsinstallasjoner?” 2005.
- [4] REN, “Distribusjonsnett - Jordingsystem - Prosjektering,” *RENblad 8010*, no. 8010, 2012.
- [5] J. Huse, “Optimalisering av overspenningsvern. Vern av 12 og 24 kV distribusjonstransformatorer,” *EFI Teknisk Rapport A 4235*, 1995.
- [6] H. M. Paulsen, “Mastetransformatorarrangement. Vurdering av komponentvalg og samspill mellom komponenter,” 1978.
- [7] J. Huse and A. Schei, “Vern mot lynoverspenninger i fordelingsnett,” *EFI Teknisk Rapport A2025*, 1976.
- [8] DSB, “Veiledning til forskrift om elektriske forsyningsanlegg 2006.” [Online]. Available: <https://www.dsb.no/lover/elektriske-anlegg-og-elektrisk-utstyr/veiledning-til-forskrift/veiledning-til-forskrift-om-elektriske-forsyningsanlegg/#hoyspenningsinstallasjoner>
- [9] REN, “Jordingsystem og overspenningsvern - Utførelse,” *RENblad 8011*, 2016.
- [10] H. K. Høidalen, “TET4130 Overspenninger og overspenningsvern,” *Kompendium, NTNU*, 2017.
- [11] El-Tjeneste, “Datablad nullpunktsikringer,” 2008.
- [12] —, “Datablad Gnistgap AUS montasje,” pp. 1–8, 2018.
- [13] REN, “Overspenningsvern - Valg av vern,” *RENblad 8020*, 2016.

- [14] T. Henriksen, “HÅNDBOK Vern mot lynoverspenninger i distribusjonsnett med maksimal systemspenning 12 kV og 24 kV,” *EFI Teknisk Rapport A4417*, 1996.
- [15] S. Asbjørnslett, “Steile støtspenninger på stanggap og isolatorer,” *EFI Arbeidsnotat 93.30.44*, 1993.
- [16] M. Kobayashi, “Development of gapless surge arresters and application of them to power system facilities,” *2016 33rd International Conference on Lightning Protection, ICLP 2016*, no. 2, pp. 1–6, 2016.
- [17] A. Nysveen, “TET 4195 High voltage equipment compendium, Transformers,” *Kompendium, NTNU*, 2015.
- [18] S. Asbjørnslett, “Prøver med lynstrøm på lavspenningssiden på transformatorer som har lavspenningsvern i parallell med lavspenningsviklingen,” *EFI Arbeidsnotat 92.30.50*, 1992.
- [19] —, “Lynstrømsprøver på lavspenningssiden med vern parallellt til viklingen,” *EFI Arbeidsnotat 93.30.13*, 1993.
- [20] A. S. H. Strand, “Overspenningsvern av transformatorer i distribusjonsnettet,” *Fordypningsprosjekt, NTNU*, 2019.
- [21] B. Gustavsen, “Study of transformer resonant overvoltages caused by cable-transformer high-frequency interaction,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 25, no. 22010, pp. 770–779, 2010.
- [22] —, “Målebasert modell av fordelingstransformator for simulering av lynoverspenninger,” *SINTEF AN 19.12.46*, 2019.
- [23] REN, “RENblad som produkt - REN AS.” [Online]. Available: <https://www.ren.no/produkter/renblad>
- [24] DSB, “Elsikkerhet 80,” 2012.
- [25] REN, “Overspenningsbeskyttelse - Prosjektering,” *RENblad 8012*, 2016.
- [26] NEK and IEC, “NEK IEC 60060-1 High-voltage test techniques,” 2010.
- [27] REN, “LS Distribusjonsnett – Valg av overspenningsvern,” *RENblad 8021*, 2011.
- [28] Raychem, “Raychem Metal-Oxide Low Voltage Arresters Energy Division,” *Produktinformasjon, Raychem*, 2008. [Online]. Available: [https://www.te.com/commerce/DocumentDelivery/DDEController?Action=showdoc&DocId=Data+Sheet%7FEPP-1083-4-08-Raychem\\_Metal-Oxide\\_LV\\_SA%7F804%7Fpdf%7FEnglish%7FENG\\_DS\\_EPP-1083-4-08-Raychem\\_Metal-Oxide\\_LV\\_SA\\_804.pdf%7FE08692-000](https://www.te.com/commerce/DocumentDelivery/DDEController?Action=showdoc&DocId=Data+Sheet%7FEPP-1083-4-08-Raychem_Metal-Oxide_LV_SA%7F804%7Fpdf%7FEnglish%7FENG_DS_EPP-1083-4-08-Raychem_Metal-Oxide_LV_SA_804.pdf%7FE08692-000)

- [29] Norsk Elektroteknisk Komitè, "Elektriske lavspenningsinstallasjoner," *NEK400:2018*.
- [30] EATON, "Surge protection," 2019.
- [31] O. Rokseth, "Tordenværsfeil på mastetransformatorer. Driftserfaringer 1995 og perioden 1982-1995," *EFI Arbeidsnotat 96.12.23*, 1996.

