

Roger Dale

# Longitudinal Breakdown Strength of Polymer Interfaces at VLF and 50 Hz AC Voltages

Elektrisk holdfasthet langs polymer grenseflater ved VLF og 50 Hz AC spenningspåkjenning

Masteroppgave i Energi & Miljø - Electric Power Engineering

Veileder: Erling Ildstad

Medveileder: Emre Kantar

Juni 2022



Roger Dale

# **Longitudinal Breakdown Strength of Polymer Interfaces at VLF and 50 Hz AC Voltages**

Elektrisk holdfasthet langs polymer grenseflater ved  
VLF og 50 Hz AC spenningspåkjenning

Masteroppgave i Energi & Miljø - Electric Power Engineering  
Veileder: Erling Ildstad  
Medveileder: Emre Kantar  
Juni 2022

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



Kunnskap for en bedre verden





NORGES TEKNISK-NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET

NTNU



**MSc-Thesis, Spring 2022**

Candidate Name: Roger Dale      rogerdal@stud.ntnu.no

Degree Program: MSc in Electric Power Engineering - MTENERG

Electric Power Engineering

Thesis title (Norwegian/English):

**Elektrisk holdfasthet langs polymer grenseflater ved  
VLF og 50 Hz AC spenningspåkjenning.**

**Longitudinal Breakdown Strength of polymer Interfaces  
at VLF and 50 Hz AC voltages**

The 50 Hz AC breakdown strength of dry interfaces is known to strongly depend upon the mechanical properties, contact pressure, roughness of the surfaces and the type of lubricant used at the interface.

The purpose of this paper is to experimentally examine how the longitudinal breakdown strength is affected by the frequency of the applied voltage and content of water, so-called wet interfaces. Such data are relevant for design of subsea power equipment, expected to operate at very low frequency (VLF) or DC voltages. Material hardness and surface roughness are important variables.

The MSc-thesis is expected to constitute of:

- A literature survey, including theory of interface void formation and principle of interface breakdown at longitudinal VLF and AC 50 Hz voltages, forming the base of the proposed experimental method and suggested interpretation of the results.
- Design and execution of laboratory experiments, aiming at determining the longitudinal breakdown strength of mechanically loaded interfaces of different type of polymeric insulations. Effect of mechanical properties, surface roughness and content of water is to be addressed.
- Discussion and evaluation of the measured results with respect to the proposed theoretical considerations and suggested practical applications.

The details of the test program are to be decided in cooperation with the supervisors.

Supervisor: Prof. Erling Ildstad (erling.ildstad@elkraft.ntnu.no)

Co-supervisor: Researcher Emre Kantar (emre.kantar@sintef.no)

# Forord

Dette er en avsluttende masteroppgave ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet i Trondheim, for det to-årige internasjonale masterprogrammet på "Energi og miljø" retning Elkraftteknikk.

Masteroppgaven er en del av et pågående forskningsarbeid som har som mål å utvikle nye kriterier for design av mer hardføre høyspennings-undervannskontakter, skøyter og termineringer for kabler som kobles til høyspenningsnettet på land og til havs.

Jeg vil takke min veileder og professor Erling Ildstad for gode diskusjoner og rettleiding gjennom året på både prosjektoppgaven, forskningsartikkel og den avsluttende masteroppgaven. Min co-veileder, forsker Emre Kantar fra SINTEF fortjener stor takk for engasjementet rundt forskningsartikkelen basert på mine resultater opp mot masteren, gode diskusjoner gjennom året og lån av testmodell. Ønsker også å takke Bård Almås og gjengen på servicelab for rask responstid og godkjenning av koblinger og utstyr på høyspenningslaben. Ikke minst verkstedsgjengen til elektro på NTNU for hjelp til produksjon av isolasjonsmaterialer og utstyr til ønskede preferanser.

Ønsker å takke mine medstudenter for et trivelig miljø på kontoret, lab og utenfor NTNU campus gjennom min studietid i Trondheim.

Til slutt ønsker jeg å takke min familie og spesielt mine foreldre for uvurderlig støtte gjennom mine år som student.

Trondheim

01.06/22



Roger Dale

# Sammendrag

Grenseflatene som sammenkobles mellom to isolasjonsmaterialer i skøyter, termineringer og kontakter er ansett som sårbare områder i høyspenningskabler, siden de er utsatt for elektriske feltpåkjenninger tangentielt og vinkelrett på grenseflatene. Utvikling av isolasjonsmaterialer knyttet til områdene i kabler der to grenseflater møtes, er viktig for å bidra til å styrke disse komponentene sin funksjon i strømmettet og bidra til å forbedre forsyningssikkerheten av energi for dagens høyspenningskabler på land og til havs [1].

Hovedfokuset til masteroppgaven har vært å sette seg inn i forskning på området, utvikle testmodell/oppsett og metoder for å kunne utføre eksperimentelle forsøk på lab. Forsøkene er konsentrert til å undersøke hvordan gjennomslagsstyrken under påtrykt AC 50 Hz og påført DC-spenning referert til som veldig lavfrekvent AC-spenning (VLF), påvirker den elektriske holdfastheten langs polymer-grenseflater dannet av to solide isolasjonsmaterialer montert mot hverandre.

Ved å montere i sammen to solide isolasjonsmaterialer for de eksperimentelle undersøkelsene på elkraftlaben til NTNU, simulerer dette tilknytningen av to høyspenningskabler mot hverandre, som er vanlige monteringsanvisninger i industrien for blant annet høyspennings-undervannskontakter. De eksperimentelle undersøkelsene har i all hovedsak vært rettet mot sammenligning og testing av forskjellene mellom påtrykt AC 50 Hz og DC (VLF) på *våte* grenseflater, siden forskning knyttet til HVDC og LFAC-teknologi er under betydelig utvikling. Stadig flere kabler blir utviklet for å kunne forsyne HVDC/ LFAC til vindmøller og plattformer til havs, hovedsakelig begrunnet med lavere reaktive tap sammenlignet med AC 50 Hz over lengre distanser [31].

De *tre* hovedelementene som teoretisk og eksperimentelt undersøkes i masteroppgaven er hvordan påført trykk, variasjon i ruhetsgrad og fleksibiliteten til ulike isolasjonsmaterialer påvirker nedbrytningsstyrken til grenseflatene. Eksperimenter er utført ved bruk av identiske prøver laget av 4 mm tykke plater av PMMA og materialer i like dimensjoner kuttet fra XLPE-kabelisolasjon. Funnene er diskutert med hensyn til målte dimensjoner for hulrom i grenseflater og kontaktområder, vurderinger av tribologi-basert kontaktteori, inkludert påvirkningen til overflateruhet, elastisitetsmodul til materialene og påført mekanisk grenseflatetrykk. Hovedmålet er å innhente data som er relevante for utformingen av kraftutstyr som opererer ved svært lav frekvens (VLF) eller likespenninger.

Den elektriske holdfastheten til de polymeriske grenseflatene representert av gjennomslagsstyrkeverdier ved påtrykt 50 Hz AC, påviste at gjennomslagsverdiene for *våte* grensesnitt var typisk så *lave* som 80 % sammenlignet med prøver satt sammen under *tørre* forhold, med bare luft tilgjengelig i hulrommene. I tillegg bekreftet resultatene tidligere funn for AC 50 Hz, at holdfastheten til isolasjonsmaterialet *øker* sterkt ved *reduisert* grenseflateruhet, *lavere* verdi av stivhet for materialet og *økt* påført grenseflatetrykk. Verdiene for gjennomslagsspenning oppnådd under påført DC referert til som lavfrekvent AC (VLF), er funnet til å være 2 – 3 ganger *høyere* enn ved tester med påført 50 Hz AC-spenninger med *våte* grensesnitt [2].

# Abstract

The interfaces that are connected between two insulation materials in high voltage cable terminations and contacts are considered vulnerable areas in the power cables, since they are exposed to electric field stresses tangentially and perpendicular to the interfaces. The development of insulation materials related to the areas in the cables where two interfaces meet, is important to help strengthen these components function in the power grid and to improve the security of the energy supply for today's high-voltage cables on land and at sea [1].

The main focus of the master thesis has been to familiarize oneself with research in the field, develop test methods and conduct experimental tests in the lab. The purpose of conducting the experimental tests is to analyze how the breakdown force under applied AC 50 Hz and applied DC voltage referred to as very low frequency AC voltage (VLF), affects the electrical breakdown strength along polymer interfaces that connects two solid insulation materials.

By assembling two solid insulation materials for the experimental investigations in the electrical power lab at NTNU, this simulates the connection of two high-voltage cables to each other, which are common installation instructions in the industry for high-voltage subsea contacts amongst other high power cable accessories. The experimental investigations are mainly focused on comparing and testing the differences between applied AC 50 Hz and DC (VLF) on *wet* mated interfaces, since research related to HVDC and LFAC technology is under significant development. The cables are more commonly being tested to supply HVDC / LFAC to offshore wind turbines and platforms, mainly due to lower reactive losses compared to AC 50 Hz over longer distances [31].

The *three* main elements that are theoretically and experimentally investigated in the master thesis is how applied pressure, variation in the degree of surface roughness and the flexibility of different insulation materials affects the breakdown strength of the interfaces, with and without *tap water* mated to the interfaces.

Experiments were performed using identical samples made of 4 mm thick sheets of PMMA and materials of equal dimensions cut from XLPE cable insulation. The findings are discussed with regards to measured dimensions for cavities in the interfaces and contact areas, assessments of tribology-based contact theory, including the impact of surface roughness, the elasticity modulus of the materials and applied mechanical interface pressure. The main goal is to obtain data that is relevant for the design of power equipment that operates at very low frequency (VLF) or DC voltages.

The electrical breakdown strength of the polymeric interfaces with 50 Hz AC applied showed that the breakdown strength from *wet* mated interfaces was typically as *low* as 80 % compared to samples assembled under *dry* conditions, with only air available in the cavities. In addition, the results confirmed previous findings for AC 50 Hz, that the strength of the insulation material *increases* considerably with *reduced* interface roughness, *lower* value of stiffness for the material and *increased* applied interface pressure. The values for the breakdown strength obtained under applied DC referred to as low frequency AC (VLF), have been found to be 2 - 3 times *higher* than the experiments with applied 50 Hz AC voltages to *wet* interfaces [2].

# Innhold

|  |      |
|--|------|
| <b>Forord</b> .....  | vii  |
| <b>Sammendrag</b> .....  | viii |
| <b>Abstract</b> .....  | ix   |
| <b>Forkortelser og nomenklaturliste</b> .....  | xii  |
| <b>1 Introduksjon</b> .....  | 1    |
| <b>1.1</b> Termineringer og kabelskøyter .....   | 1    |
| <b>1.2</b> Grenseflater mellom to solide isolasjonsmaterialer .....                            | 2    |
| <b>1.3</b> Mål og struktur til masteroppgaven .....  | 3    |
| <b>2 Teori og litteraturstudier</b> .....  | 4    |
| <b>2.1</b> Topologien til grenseflater for dielektriske materialer .....                       | 4    |
| <b>2.1.1</b> Sammendrag av teori for kontakt mellom isolasjonsmaterialer .....                 | 5    |
| <b>2.2</b> Påvirkning for holdfastheten til grenseflater .....                                 | 7    |
| <b>2.3</b> Karakterisering av overflateruhet .....   | 9    |
| <b>2.4</b> Elastisitetskarakteristikk for dielektrikum .....                                   | 11   |
| <b>2.5</b> Elektrisk feltfordeling til isolasjonsmaterialer .....                              | 12   |
| <b>2.6</b> Partielle utladninger i isolasjonsmaterialer .....                                  | 13   |
| <b>2.7</b> Frekvensbetraktning DC -> VLF .....   | 14   |
| <b>2.8</b> Tidskonstant polarisering .....   | 15   |
| <b>2.9</b> Litteraturstudier for testing av holdfasthet til grenseflater .....                 | 16   |
| <b>2.9.1</b> AC testing .....  | 16   |
| <b>2.9.2</b> DC testing .....  | 17   |
| <b>2.9.3</b> Variasjon i elastisitetsgraden til isolasjonsmaterialer .....                     | 19   |
| <b>3 Metode</b> .....  | 20   |
| <b>3.1</b> Testmodell .....  | 20   |
| <b>3.2</b> Eksperimentelt oppsett for partielle utladninger og gjennomslagsforsøk ved AC ..... | 22   |
| <b>3.3</b> Eksperimentelt oppsett for gjennomslagsforsøk ved påtrykt DC-spenning (VLF) .....   | 24   |
| <b>3.4</b> Testprosedyrer .....  | 25   |
| <b>3.4.1</b> Forberedelser før eksperimentelle forsøk .....                                    | 25   |
| <b>3.4.2</b> Produksjon og preparering av materialer .....                                     | 29   |
| <b>3.5</b> Strekkbenktesting .....   | 30   |
| <b>3.6</b> Karakterisering av overflateruhet .....   | 31   |
| <b>4 Resultater</b> .....  | 32   |
| <b>4.1</b> Karakterisering av elastisitet for dielektriske materialer .....                    | 32   |
| <b>4.2</b> Ruhetsmålinger .....  | 34   |
| <b>4.3</b> AC 50 Hz – PD og gjennomslag med tørre grenseflater .....                           | 35   |
| <b>4.4</b> AC 50 Hz – Gjennomslag for materialer med tilført vann på grenseflatene .....       | 36   |
| <b>4.5</b> VLF – Gjennomslag for materialer med tilført vann på grenseflatene .....            | 37   |
| <b>4.6</b> Sammenligning av VLF og AC 50 Hz .....  | 38   |

|            |   |    |
|------------|---|----|
| <b>5</b>   | <b>Diskusjon</b> .....                          | 39 |
| <b>6</b>   | <b>Konklusjon</b> .....                         | 41 |
| <b>7</b>   | <b>Referanser</b> .....                         | 43 |
| <b>A</b>   | <b>Vedlegg</b> .....                            | 45 |
| <b>A.1</b> | PD-testing perioder før gjennomslag .....       | 45 |
| <b>A.2</b> | Strekktesting XLPE og PMMA med Lloyd R5K .....  | 48 |
| <b>A.3</b> | AC og DC (VLF) testoppsett på lab .....         | 50 |
| <b>A.4</b> | Nord-IS 22 Grenseflate-forskningsartikkel ..... | 51 |

# Forkortelser og nomenklaturliste

|              |         |  |
|--------------|---------|--|
| ROV          |         | Remotely operated vehicle<br>(Fjernstyrt undervannsfarkost)    |
| PD           |         | Partial discharges (Partielle utladninger)                     |
| PDIE         |         | Partial discharge inception field (PD felt-utladninger)        |
| PDIV         |         | Tennspenning for partielle utladninger                         |
| XLPE         |         | Krosslinket polyethylene                                       |
| PMMA         |         | Ekstrudert polymethyl meta-acrylate (Pleksiglass)              |
| PEEK         |         | Polyetherketone  |
| CU/ Al       |         | Kobber/ aluminium  |
| HVDC         |         | High Voltage DC (Høyspenning DC)                               |
| HVAC         |         | High Voltage AC (Høyspenning AC)                               |
| HDPE         |         | High-density polyethylene                                      |
| LFAC         |         | High voltage low frequency AC (Høyspenning med lavfrekvent AC) |
| VLF          |         | Very low frequency (Veldig lavfrekvent - AC)                   |
| g            |         | Grit (Antall sandkorn i sandpapir)                             |
| b            |         | Bar (Enhet for påført trykk)                                   |
| $\epsilon_r$ |         | Relativ permittivitet  |
| $\beta_m$    |         | Gjennomsnittsradius på hulrom i grenseflate                    |
| UBD          | [V]     | Breakdown voltage (Gjennomslagsspenning)                       |
| BDS          | [kV/mm] | Breakdown strength (Gjennomslagsstyrke)                        |
| $A_{re}$     |         | Reelt kontaktområde  |
| $A_a$        |         | Nominelt kontaktområde   |
| $\beta$      |         | Radius til topp av hulrom                                      |
| $\sigma$     |         | Standardavvik til høyde av hulrom                              |
| $E'$         |         | Fleksibilitetsmodulusen til to materialer mot hverandre        |
| $E$          |         | Fleksibilitetsmodulusen til et materiale                       |
| $K$          |         | Dimensjonsløs konstant   |
| $S$ -Verdi   |         | Grenseflatens ruhetsgrad                                       |
| $p_a$        |         | Anvendt trykk på grenseflate                                   |



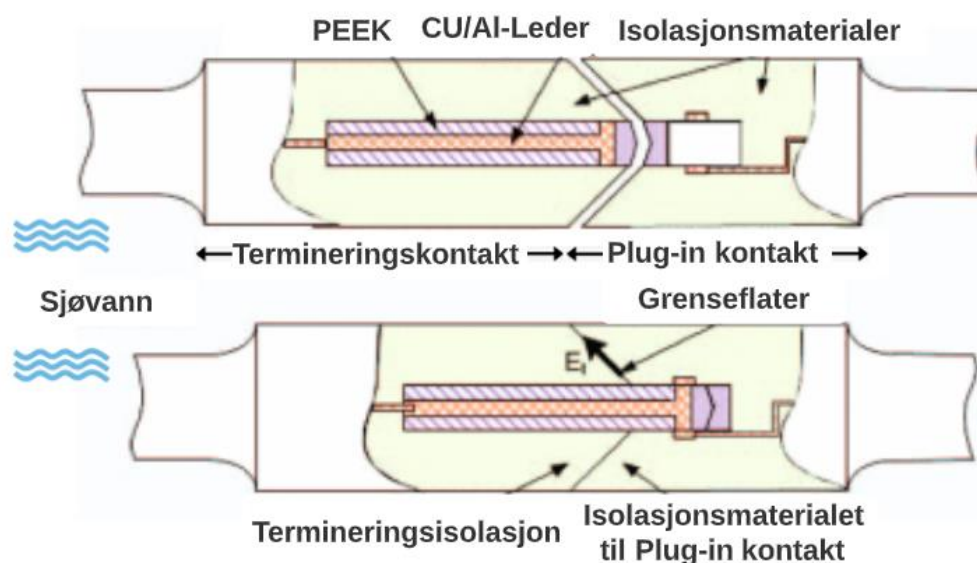
# 1 Introduksjon

## 1.1 Termineringer og kabelskøyter

Området av høyspenningskabelen der to solide isolasjonsmaterialer monteres mot hverandre er vanlig i kabelskøyter og termineringer. Dette er den delen av kabelen hvor den kappes, avisoleres og spesialtilpasses til skøyter og termineringer før tilkobling til elektriske installasjoner. Skøyting av sjøkabler til kontakter mot installasjoner på havbunnen og stasjonsanlegg hvor kabler monteres til høyspenningsnettet på land, er eksempler på sentrale driftssituasjoner hvor grenseflater sammenkobles.

For høyspenningsskøytene til landbaserte kabler og sjøkabler, tilpasses og monteres disse regelmessig til høyspenningsnettet av montører med spesialverktøy. Dette er arbeidssituasjoner hvor utfordrende mekaniske og klimatiske forhold er med på å påvirke termineringene og skøytene som installeres. Forskning viser til at grenseflate-områdene av kablene er ansett som svake punkt i energiforsyningen, hvor holdfastheten uttrykt ved tåleevnen til grenseflatene, påviser betydelig *lavere* gjennomslagsspenning enn i resten av kabelen [3].

Sjøkabler med kontakter som monteres til havbunnsinstallasjoner ved bruk av fjernstyrte undervannsfarkoster (ROV), er utsatt for urenheter og fremmedlegemer som kan trenge inn i termineringene og forårsake utvikling av partielle utladninger (PD) i hulrom og ujevnheter lokalisert i grenseflatene. Utvikling av PD kan føre til skade i materialet, ved at det over tid vil kunne utvikle ulike typer elektriske trær i kabelisolasjonen som fører til sammenbrudd for høyspenningskabelen. Illustrasjonen viser en beskrivelse av typisk oppbygging til en vanlig "våt-kontakt" som skøytes til installasjoner på havbunnen, hvor grenseflatene ligger strategisk plassert i kontaktene.

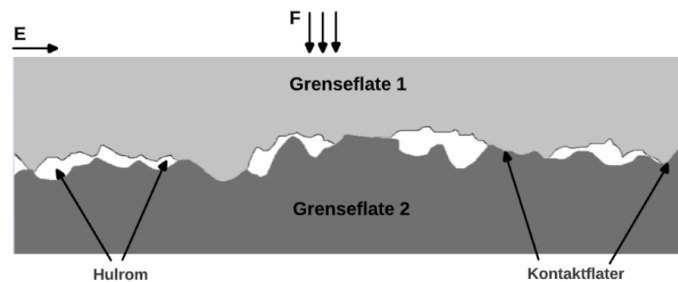


Figur 1.1: Oppbygging til en vanlig "Wet-mate connector – våt kontakt" hvor to solide isolasjonsmaterialer og grenseflater sammenkobles [1], [4].

## 1.2 Grenseflater mellom to solide isolasjonsmaterialer

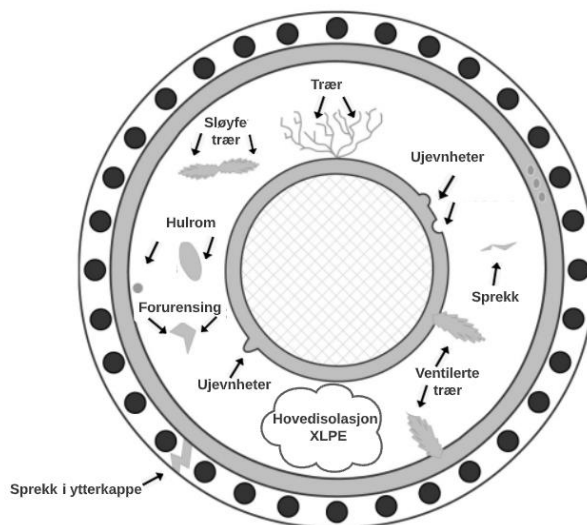
Grenseflater oppstår hvor to dielektriske materialer sammenkobles. Ved hjelp av sammensatt teori for kontaktområder og bruk av eksperimentelle undersøkelser, kan man anslå i hvor stor grad sentrale parametre som: Ruhet, trykk, luft/ vannfylte hulrom i grenseflatene og hvordan fleksibiliteten til isolasjonsmaterialene påvirker grenseflate- nedbrytningen.

Teori for grenseflatekontakt kan man bruke tatt i betraktning at grenseflatene er *tørre*, et mykt og et hardt materiale monteres mot hverandre, formen på hulrommene i isolasjonen er antatt sfæriske med gjennomsnittsradius  $\beta m$  og ujevnheter i grenseflatene er normalfordelte i et to-dimensjonalt plan. Man må ta i betraktning at antallet luftfylte hulrom i flatene, er lik antallet kontaktflater lokalisert i grenseflatene, for å kunne anslå gjennomsnittsstørrelsen på hulrommene [1], [5].



Figur 1.2: Illustrasjonsbilde av 2 grenseflater montert mot hverandre i forstørret skala med trykk  $F$  i vertikal retning og elektriske krefter  $E$  som virker langsmed grenseflatene [1], [4].

Oversiktsbildet under, viser mulige tapsfaktorer som kan oppstå i polymeriske grenseflater og påvirke holdfastheten til kabelen. I området av kabelen der grenseflatene møtes, vil disse faktorene påvirke hvordan de elektriske feltene oppfører seg. Materialegenskapen for XLPE har en relativ permittivitet  $\epsilon_r$  på 2,3, mens hulrom ved bare *luft* tilgjengelig antas å ha en relativ dielektrisk permittivitet på  $\epsilon_r = 1$ . Siden hulrommene har lavere permittivitet, vil dette føre til at det elektriske feltet forsterkes rundt hulrommene og partielle utladninger kan oppstå [1], [6].



Figur 1.3: Mulige faktorer som kan oppstå i kabelisolasjonen og påvirke holdfastheten til kabelen [1], [7].

## 1.3 Mål og struktur til masteroppgaven

Hovedmålet med å undersøke holdfastheten til polymeriske grenseflater gjennom teoretiske og eksperimentelle undersøkelser i høstens prosjektoppgave H21 [1], vårens masteroppgave og forskningsartikkel V22 [2], er hovedsakelig begrunnet med at grenseflater er sentrale deler av kritiske komponenter i høyspennings-kabelteknologien, hvor disse grenseflatene er ansett som svake punkt i energiforsyningen til kablene [3].

Høyspenningsutstyr som kabelskøyter, utendørs komposittavslutninger og undervannstilkoblinger består blant annet av disse grenseflatene. Lokale elektriske feltpåkjenninger påvirker levetiden til kablene og belastningene på grenseflatene gjør de sårbare for nedbrytning som kan føre til gjennomslag. Ved å undersøke sentrale parametre (ruhet, trykk og fleksibilitet) som påvirker nedbrytningsstyrken til isolasjonsmaterialene under påtrykt AC 50 Hz og DC (VLF), vil resultatene kunne brukes som motivasjon til fremtidige løsninger for utviklingen av mer hardføre høyspenningsskøyter, termineringer og kontakter.

### Hovedmålene for de eksperimentelle delene av oppgaven

- Eksperimentelle forsøk rettet mot måling av begynnende partielle utladninger i grenseflatene med hensyn på tennspenning (PDIV) og feltstyrke-utvikling (PDIE), frem til gjennomslag (UBD). Disse eksperimentelle undersøkelsene gjennomføres med påtrykt AC 50 Hz, ved bruk av materialene XLPE|XLPE og PMMA|PMMA med *tørre* grenseflater montert mot hverandre i testmodellen. Samme ruhet (500 g) brukes for grenseflatene og trykket påført materialenes grensesnitt varieres (9,5 b og 15,2 b) under testene.
- Eksperimentelle forsøk rettet mot måling av gjennomslagsspenning (UBD) ved påtrykt DC-spenning referert til som lavfrekvent AC (VLF) med tilført *vann* på grenseflatene. To XLPE grenseflater monteres mot hverandre (XLPE|XLPE) for eksperimentene. Dette gjennomføres også for like grenseflater av PMMA (PMMA|PMMA) materiale. Mekanisk trykk påført grenseflatene varieres (9,5 b og 15,2 b) og ulik ruhetsgrad benyttes (500 g og 2000 g) til de to materialkomponentene.
- Forsøk med påtrykt AC 50 Hz benyttes på *våte* grenseflater for å sammenligne forskjellene med påtrykt DC (VLF) for de samme parameterne. Påført variasjon i trykk og ruhetsgrad benyttes for å påvirke materialenes grenseflater til disse testene.
- Strekkbenktesting for å anslå forskjellen på fleksibiliteten til et relativt mykt materiale (XLPE) sammenlignet med et hardt materiale (PMMA).
- Ruhetsanalyser av overflatene til isolasjonsmaterialene, for karakterisering av grenseflatetopologien til XLPE og PMMA-materialene ved bruk av både et grovt 500 g sandpapir og et finere 2000 g sandpapir.

### Struktur

Rapporten begynner med en overordnet introduksjon med hensikt å gi leseren en innledende beskrivelse til høyspenningskomponentene og målene/ problemstillinger som undersøkes, knyttet til parameterne som analyseres i oppgaven. Teoridel med utvalgt litteratur gir oppgaven et faglig grunnlag som støtter opp under utviklingen av metoder og testoppsett for generering av resultater. Resultatkapittel og diskusjonsdel med etterfølgende konklusjoner runder av masteroppgaven, med fokus på oppsummering og konkludering av målene til oppgaven.

## 2 Teori og litteraturstudier

### 2.1 Topologien til grenseflater for dielektriske materialer

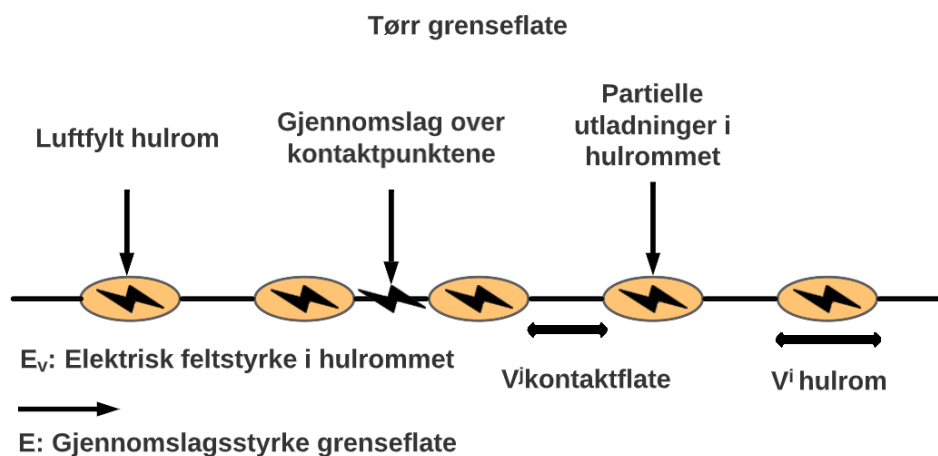
Grenseflatene til isolasjonsmaterialer består av ujevnheter og strukturer som er med på å definere hvor stor belastning materialet tåler. Hulrom som oppstår i grenseflatene, er sårbare for gjennomslag ved høye elektriske påkjenninger. Det er i stor grad det tangentielle elektriske feltet som påvirker sammenbrudds-styrken til materialene, men også elektriske krefter som virker langsmed overflaten på materialet påvirker holdfastheten [3]. I oppgaven er benevnelsene grenseflate/ kontaktflate/ grensesnitt og overflate benyttet om hverandre for å gi flatene til isolasjonsmaterialene en variert beskrivelse, selv om det er samme type flater som er diskutert og brukt gjennom hele oppgaven.

Ved *tørr* grenseflate og bare *luft* tilgjengelig i hulrommene, vil i all hovedsak gjennomslagsspenningen, være summen av spenningene langs grenseflaten til de luftfylte hulrommene og ujevnhetene i materialstrukturen [4]. Den elektriske spenningen langs overflaten vil fordeles i en serie av forbindelser som formes av hulrommene og kontaktpunktene i grenseflatene i henhold til formelen:

$$V_{tørr} = \sum_i V^i \text{ hulrom} + \sum_j V^j \text{ kontaktflate} \quad (2.1)$$

$V_{Tørr}$  definerer gjennomslagsspenningen for tørre grenseflater,  $V_{hulrom}$  er spenningen over hulrommene og  $V_{kontaktflate}$  er spenningsfallet over kontaktpunktene mellom hvert hulrom.

Illustrasjonsbildet under beskriver hvordan partielle utladninger påvirker gjennomslagsspenningen i grenseflatene ved *tørre* forhold når det bare er luft tilgjengelig i hulrommene.

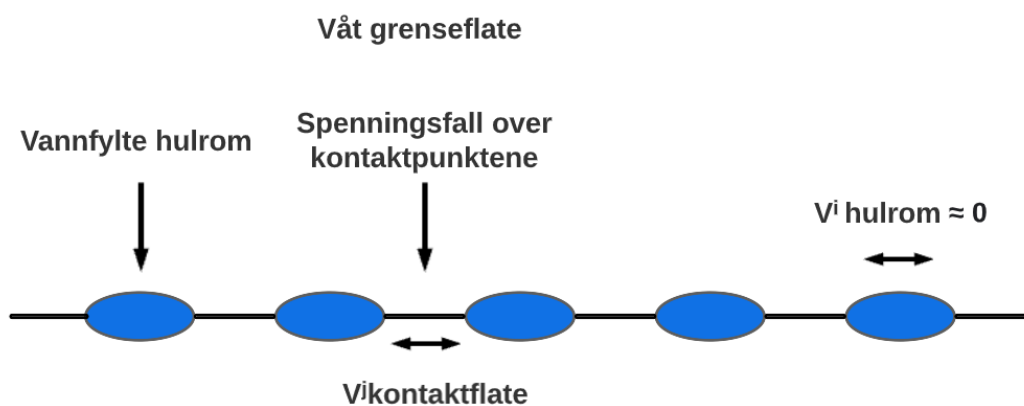


Figur 2.1: Illustrasjon av spenningsfall i *tørre* grenseflater [1], [4].

For de *våte* grenseflatene er det antatt at de vannfylte hulrommene er ledende og spenningsfallet over hulrommene er tilnærmet lik null [4]. Gjennomslagsspenningen til *våt* grenseflate kan dermed representeres ved  $V_{Våt}$  som kun karakteriserer spenningsfallet over kontaktpunktene som ledende årsak til gjennomslag i grenseflatene:

$$V_{Våt} = \sum_k V^k \text{ kontaktflate} \quad (2.2)$$

Illustrasjonsbildet under beskriver hvordan spenningsfallet over kontaktpunktene former seg og påvirker gjennomslagsspenningen i grenseflatene når de er vannfylte.



Figur 2.2: Illustrasjon av spenningsfall i *våte* grenseflater [1], [4].

### 2.1.1 Sammendrag av teori for kontakt mellom isolasjonsmaterialer

En av de tidligste modellene som beskriver forholdet for kontakt mellom to faste stoffer er den såkalte GW-modellen, oppkalt etter Greenwood og Williamson [2], [8]. Dette tribologiske uttrykket relatert til friksjonsmodellen av flater til materialer, anser grenseflater som kontaktområdet mellom elastiske overflate-halvkuler og et virtuelt stivt plan. Parameterne til modellen er basert på estimerte verdier av ujevnhetene (høyeste topp på hulrom/ ujevnhet) og deres radius, bestemt ved statistisk analyse av målte overflateprofiler gjennomført under resultatdel 4.2 i oppgaven.

I prinsippet, er uttrykket for den langsgående elektriske sammenbruddstyrken til en grenseflate mellom isolerende faste stoffer uttrykt ved ligning (2.3). Den totale nedbrytningsstyrken er gitt av dimensjonen og antallet av alle seriekoblede grenseflatehull og kontaktområder.

Ved *våte* prøver er det rimelig å anta at alle hulrom i grenseflatene fylles med flytende vann vist i figur 2.2 som gir elektrisk kortslutning av hulrommet. Dette er en antagelse for spenningsfrekvenser under 50 Hz på grunn av den høye permittiviteten med vann i hulrommene ( $\epsilon_r \sim 80$ ) og høy elektrisk ledningsevne på vann fra springen ( $\sigma \sim 5 \cdot 10^{-3}$  S/m) [6]. For en *våt* grenseflate antas det at påført langsgående spenning ( $V_{app}$ ) bare blir fordelt langs grenseflatens kontaktområder.

$$V_{App} = (\sum_{i=1}^n V_{hulrom_i} \approx 0) + \sum_{k=1}^m V_{cnt_k} \approx \sum_{k=1}^m V_{cnt_k} \quad (2.3)$$

Hvor  $n$  og  $m$  beskriver det totale antall hulrom og kontaktflater,  $V_{hulrom_i}$  er spenningsfallet over  $i^{th}$  hulrom og  $V_{cnt_k}$  er spenningsfallet over  $k^{th}$  kontaktområdet mellom to hulrom i flaten til materialet [2].

Siden høye lokale elektriske feltfordelinger sannsynligvis oppstår rundt de skarpeste tuppene av det vannfylte hulrommet, er det rimelig å anta at den langsgående elektriske nedbrytningsstyrken hovedsakelig blir bestemt ut fra den resulterende feltstyrken og dimensjonene til kontaktflatene uttrykt av ligning (2.3) og benyttet i ligning (2.4).

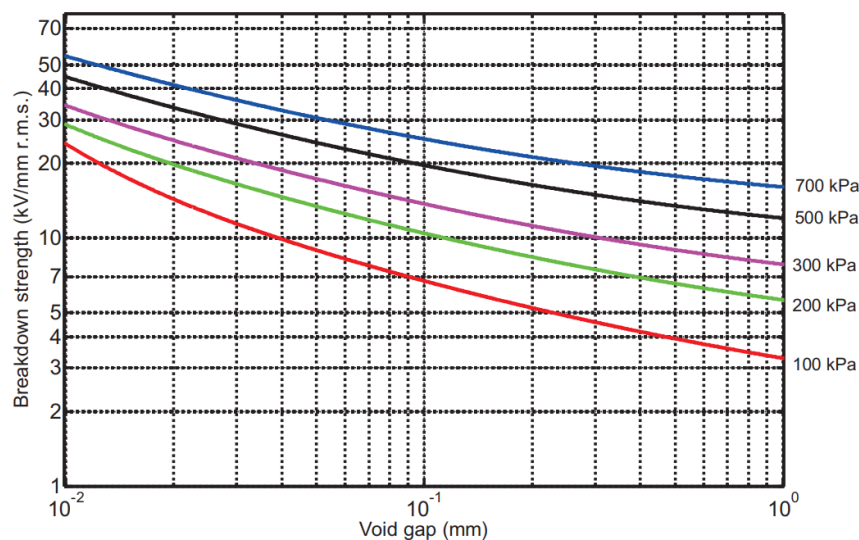
$$E_{Cnt_k} \times I_{Cnt_k} \quad (2.4)$$

Hvor  $V_{cnt_k}$  er et produkt av det elektriske feltets styrke og  $I_{cnt_k}$  er lengden på kontakflateområdet parallelt med det elektriske feltet uttrykt av ligning (2.4), [2], [9].

## 2.2 Påvirkning for holdfastheten til grenseflater

De elektriske belastningsmekanismene og tåleevnen til grenseflater fra to dielektriske isolasjonsmaterialer mot hverandre, er bestemt ut fra mange ulike parametre. Generelle betraktninger for påvirkning av holdfastheten til grenseflater er at påført trykk på grenseflatene hovedsakelig påvirker antallet hulrom og størrelsen på disse. Ruhetsgraden til flatene karakteriserer formen og skarpheten til ujevnheter i isolasjonen, fleksibiliteten til materialene definerer oppbyggingen til isolasjonsmaterialet. Ytre faktorer som omgir materialene som blant annet luft og vann angitt av figur 2.1 og 2.2, samt forholdene ved monteringen av kabler med grenseflater, påvirker også de elektriske ytelsene til polymeriske isolasjonsmaterialer.

Påført trykk på isolasjonsmaterialene under testing tilføres på lab for at materialene sine grenseflater skal påvirkes. Trykk på havbunnen er et sentralt eksempel på driftssituasjon der trykket er med på å påvirke holdfastheten til kabelisolasjonen. Fra *Paschen's kurve* representert av figur 2.3, gir grafen uttrykk for gjennom eksperimentelle undersøkelser, at *høyere* trykk *minsker* størrelse på hulrommene og gir dermed *høyere* spenning før gjennomslag i flatene. Dette bedrer dermed holdfastheten til *tørre* grenseflater hvor det bare er *luft* tilgjengelig i hulrommene.



Figur 2.3: *Paschen's kurve* fremstilling av gjennomslag i *tørre* grenseflater med luftfylte hulrom, ved å påføre varierende trykk på grenseflatene [10].

Kontaktpunktene lokalisert i flatene til isolasjonsmaterialer, karakteriserer i stor grad grenseflatens nedbrytningsstyrke. Det reelle kontaktområdet  $A_{re}$  i flatene er bestemt mikroskopisk, mens det nominelle kontaktområdet  $A_a$  kalkuleres ut fra størrelsen av flatene til prøveeksemplarene, med hensyn til den siden av materialet som gir kontakt mellom grenseflatene. Standardavviket til høyden av hulrom i grenseflatene er uttrykt ved betegnelsen  $\sigma$  og  $\beta$  er radius til toppen av hulrommene. Ligning 2.5 kan brukes for å kalkulere det nominelle kontaktområdet  $A_a$  med hensyn på hulroms-parameterne benevnt ovenfor.

$$\frac{A_{re}}{A_a} \approx 3.2 \frac{p_a}{E' \sqrt{\frac{\sigma}{\beta m}}} \quad (2.5)$$

I henhold til tribologiske prinsipper kan det resulterende kontaktområde,  $A_{re}$  også tilnærmes uttrykt ved følgende formel (2.6), [2], [8], [9].

$$A_{re} \approx K \frac{p_a A_a}{E' \sqrt{S}} \quad (2.6)$$

hvor  $A_a$  er det tilsynelatende kontaktområdet, gitt av dimensjonene til testeksemplarene.  $P_a$  er det anvendte trykket på grenseflatene,  $E'$  representerer den sammensatte elastisitetsmodulen, mens  $S$  er en parameter som representerer grenseflatens ruhetsgrad (ruere overflate, høyere  $S$ -verdi) og  $K$  er en dimensjonsløs konstant. Ligning (2.6) karakteriserer at det totale arealet av fysisk kontakt mellom materialene forventes å være lineært økende med kontaktrykket og reduseres ved harde/ stivere materialer med høy overflateruhet [2], [9].



## 2.3 Karakterisering av overflateruhet

Moderne optiske 3D-profilometer instrument, bruker 3D-overflate teksturhøydeparametere (*S-parameterne*) til å kartlegge 3D-overflateteksturene nøyaktig ved eksperimentelle undersøkelser knyttet til standardene ASME Y.14 og ISO 25178-2 [11], [12].

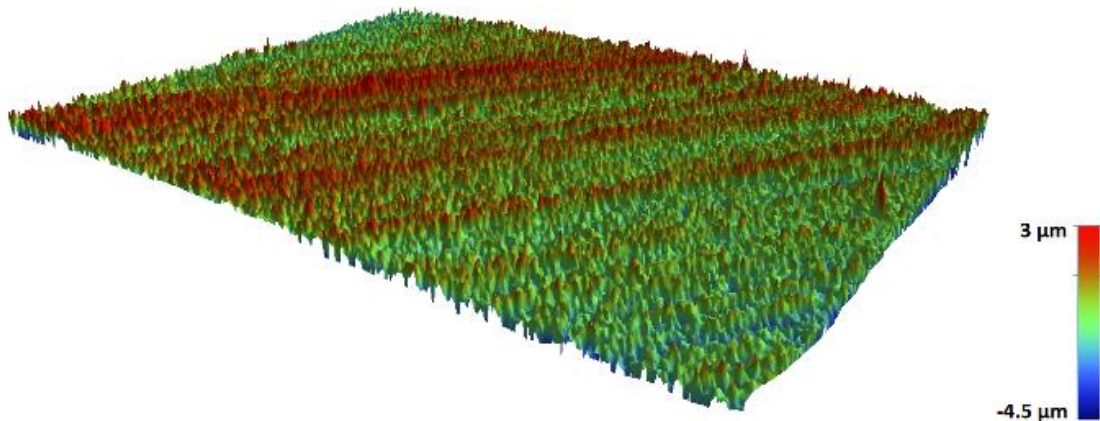
De angitte *S-parameterne* (høyde på hulrom/ ujevnheter i grenseflatene) undersøkt på lab for dette arbeidet, er funnet ved å benytte utstyret beskrevet av metodekapittel 3.6 og resultatene er presentert i 4.2. Beskrivelse av *S-parameterne*:

- Aritmetisk gjennomsnittlig høyde/ ruhet ( $S_a$ )
- RMS høyde/ ruhet ( $S_q$ )
- Maksimal profiltopphøyde ( $S_p$ )
- Minimum profiltopphøyde ( $S_v$ )

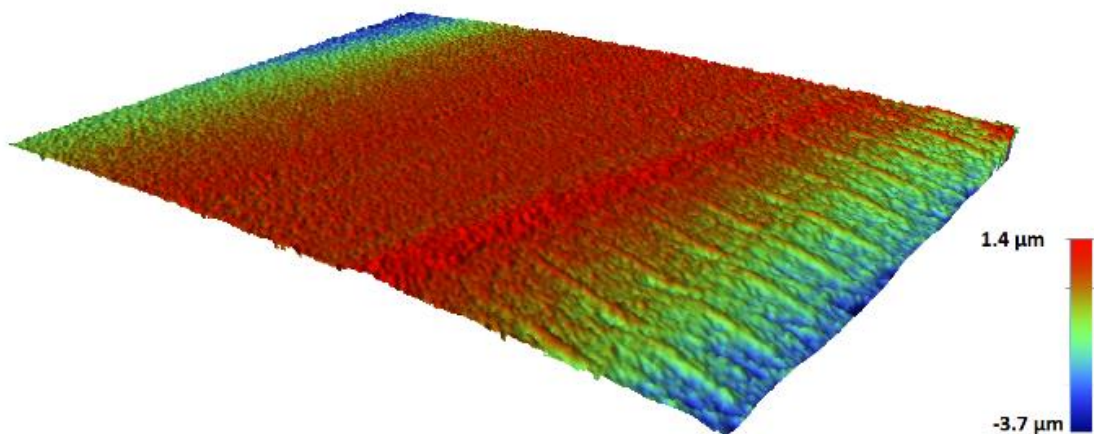
For eksempel kan *Sa-verdiene* for hver prøve i tabell 5 presentert under resultatdel 4.2, erstattes med S-variabelen i ligning (2.3), for å oppnå et omtrentlig forhold mellom det reelle arealet  $A_{re}$  og det nominelle kontaktområdet  $A_a$  [2].

De typiske grafene fremstilt av isolasjonsmaterialene for denne masteroppgaven er presentert i figur 2.4 og 2.5. De resulterende *S-parameterne* gitt av tabell 5 i henhold til resultatkapittel 4.2, påviser at *høyeste* grad av glatthet til en polymerisk grenseflate oppnås ved sliping med 2000 g sandpapir. Dette er begrunnet med at *grovere* overflater gir *høyere S-verdier*, dette *reduserer* arealet til kontaktområdene uttrykt av benevnelsen  $A_{re}$ .

Ved å benytte 3D-fremstilling av grenseflatene til isolasjonsmaterialene som er pusset, illustrerer bildene at det oppstår jevnere flate og mindre topper på hulrommene for flatene som er pusset med finere (2000 g) sandpapir, sammenlignet med pussing ved bruk av et grovere (500 g) sandpapir, i henhold til figur 2.4 - 2.5 og resultater av delkapittel 4.2. Isolasjonsmaterialene benyttet til ruhetsmålingene er de samme som er brukt i alle de eksperimentelle undersøkelsene for karakterisering av holdfastheten til grenseflatene i masteroppgaven [2].



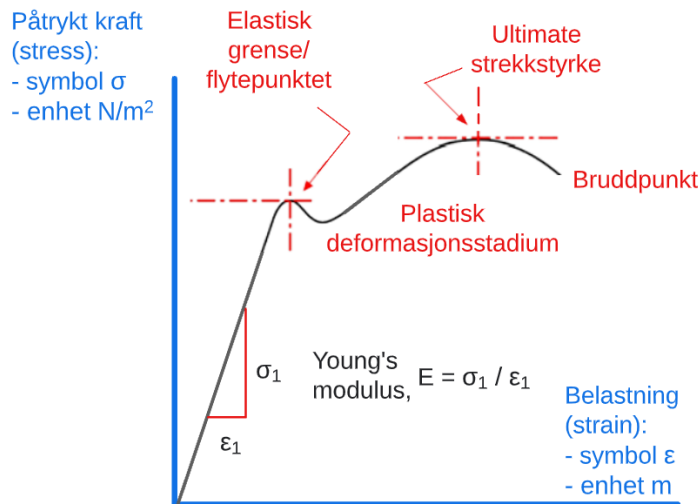
Figur 2.4: Hulroms-topper og grad av ujevnheter til en grenseflate fremstilt av XLPE isolasjonsmateriale pusset med **500 g** sandpapir. Grafen til høyre for bildet fremstiller verdien til laveste og høyeste topp av hulrom/ ujevnheter i grenseflaten. Verdiene for figur 2.4 kan sammenlignes med figur 2.5, for å definere forskjellen på høyden av ujevnheterne for en grenseflate pusset med 500 g, sammenlignet med pussing av 2000 g sandpapir.



Figur 2.5: Hulroms-topper og grad av ujevnheter til en grenseflate fremstilt av XLPE isolasjonsmateriale pusset med **2000 g** sandpapir.

## 2.4 Elastisitetsskarakteristikk for dielektrikum

Materialets evne til å motstå elastisk deformering karakteriseres av *Young's modulus*  $E$  og definerer innledende stigning til grafen som funksjon av påtrykt kraft (*stress*) og belastning (*strain*) på materialet. Dette er et uttrykk for stivheten til materialet og et materiale blir betegnet som elastisk hvis det klarer å gjenopprette dets originale form etter forvrengning [13].



Figur 2.6: Illustrasjon av påført kraft som funksjon av belastning påført materialet [14], [15].

Formelen for elastisitet  $E$ , er gitt av uttrykket for strekkspenning delt på ekstensjonsbelastning i den innledende fasen av strekkingen, der stigningen på grafen er brattest.

$$E = \frac{F/A_0}{dL/L_0} = \frac{\sigma_1}{\varepsilon_1} \quad (2.7)$$

Fleksibiliteten til materialene uttrykt av benevnningen  $E'$  innen kontaktteorien, beskriver elastisiteten til to materialer montert mot hverandre. Ved å bruke den generelle fleksibiliteten  $E$  til to like materialer, kan man bestemme verdien til  $E'$ .

$$\frac{1}{E'} = \frac{(1-\nu_1)^2}{E_1} + \frac{(1-\nu_2)^2}{E_2} \quad (2.8)$$

Ved to like isolasjonsmaterialer mot hverandre, kan uttrykket forenkles til:

$$\frac{1}{E'} = 2 \frac{(1-\nu)^2}{E} \quad (2.9)$$

Hvor benevnelsen  $\nu$  betegner *Poisson's forhold*, som beskriver den langsgående elastiske deformasjonen forårsaket av at materialet samtidig motstår elastisk deformering gitt av  $E$ . Mykere materialer har *lavere* verdi for fleksibilitetsmodulus  $E$  [1], [16].

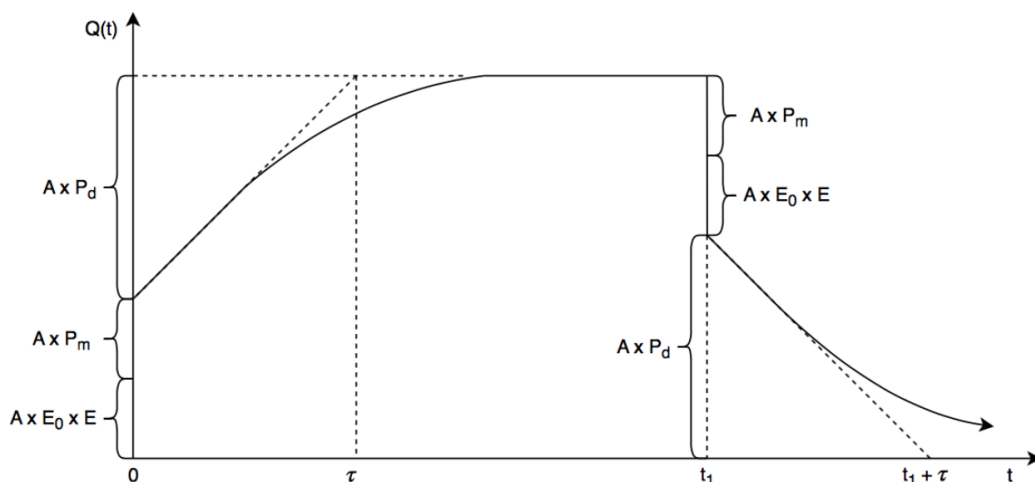
## 2.5 Elektrisk feltfordeling til isolasjonsmaterialer

Den elektriske feltfordelingen i kabelisolasjoner bestemmes ut fra den kapasitive feltoppbyggingen i materialet. Siden permittiviteten til XLPE-isolasjonsmaterialer ikke i særlig stor grad er sensitiv for elektriske felt eller temperatur, vil AC feltene ikke forandre seg så mye geometrisk. Etter lengre tid med spenning på, vil feltfordelingen være rent konduktiv. Konduktiviteten til isolasjonsmaterialer er sensitive for endring i temperatur og elektriske felt [1], [17].

For at de eksperimentelle undersøkelsene med påtrykt DC kan karakteriseres som HVDC, bør det tas hensyn til oppbyggingen av romladninger i materialet. Ved tiden  $\tau = 0$  rett etter at kabelen er spenningsatt, vil det ikke være romladninger tilgjengelig i isolasjonen, som gjør at feltfordelingen er lik som ved AC. Etter en tidsperiode med spenning på, vil ladning i materialet føre til oppbygging av romladninger, som påvirker konduktiviteten og endrer feltfordelingen til isolasjonsmaterialet [1], [17].

Oppbyggingen av ladning i materialer tar tid og etter en tidskonstant  $\tau$  for trinnvis økning av spenning, kan materialet anses som fullstendig polarisert og stabil DC-spenning er oppnådd [1], [18]. Isolasjonsmaterialets evne til å kalibrere seg inn etter påtrykt felt, som funksjon av endring i spenningsnivå, avhenger av polariseringsmekanismer som er bestemt ut fra elektriske ladninger som de dielektriske materialene inneholder. Ved å påtrykke elektrisk felt over et isolasjonsmateriale, vil dipoler i materialene etter hvert stille seg inn og bevege seg i samme retning som feltene [1], [17].

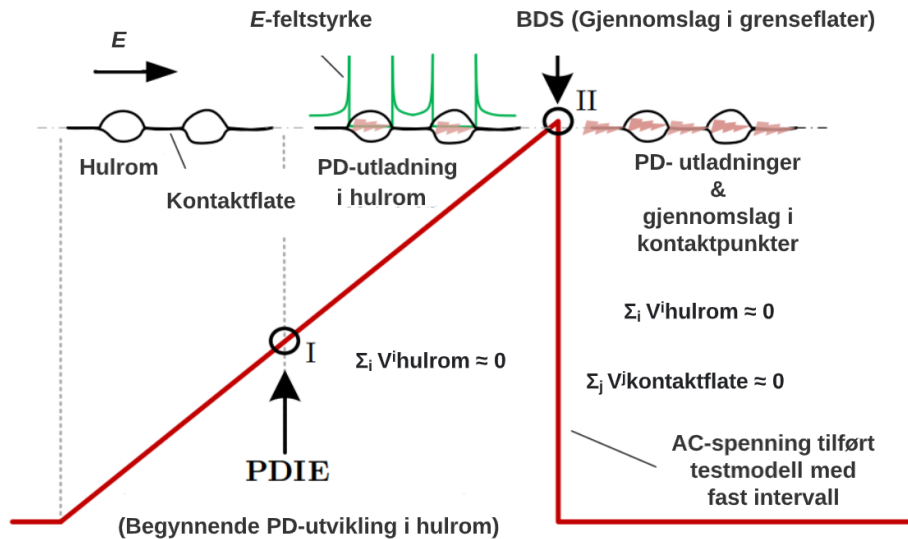
For dielektrisk polarisering er det *elektrisk polarisering*  $AP_m$ , *ionisk polarisering*  $AE_0E$ , *orientert polarisering* og *overflate polarisering*  $AP_d$  som er de 4 hovedmekanismene som er med på å bestemme polariseringstiden  $\tau$ . Illustrasjonen under viser oppbyggingen av ladning i en dielektrisk kondensator med trinnvis spenningsøkning fra  $t = 0$  og til gjennomslag ved  $t_1$ . Rett etter påtrykt spenning aktiveres  $AP_m$  og  $AE_0E$ . Deretter aktiveres orientert og overflatepolarisering  $AP_d$ , som beskriver skråningen til grafen [1], [18].



Figur 2.7: Oppbygging av ladning i et dielektrisk materiale med trinnvis spenningsøkning ved  $t=0$  og gjennomslag ved  $t=t_1$ , [1], [18].

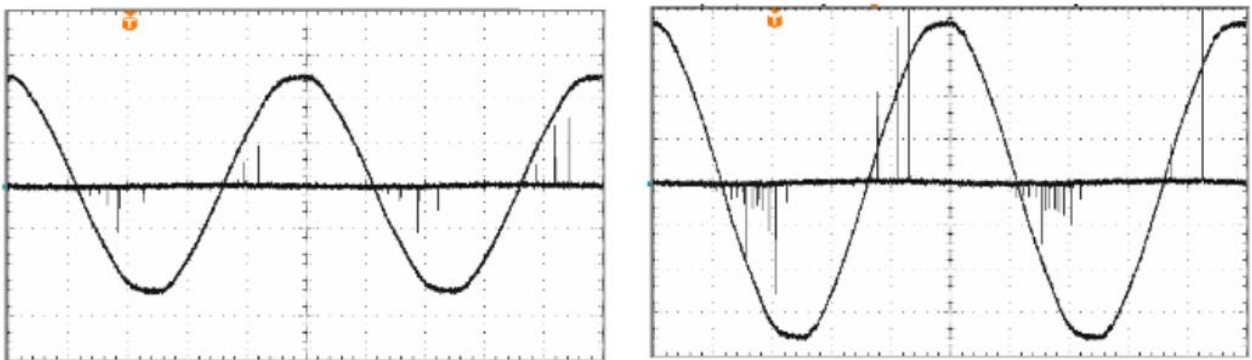
## 2.6 Partielle utladninger i isolasjonsmaterialer

Utviklingen av elektriske utladninger langs polymer-grenseflater under tilført AC 50 Hz spenning før, rett før og rett etter gjennomslag i grenseflatene, er presentert av figur 2.8. Over testmodellen illustrerer den røde linja AC-spenning, som er påført med et fast økende intervall på 1 kV/sek. Begynnende PD-utvikling starter i *punkt I* og frem til rett før *punkt II*, har kontaktpunktene klart å motstå de partielle utladningene i hulrommene og de elektriske feltene som oppstår over kontaktområdene imellom hulrommene. I *punkt II* er grenseflatemotstanden overskredet, nedbrytningen av grenseflatene akselererer og gjennomslag i isolasjonsmaterialene oppstår [14].



Figur 2.8: Utviklingen av PD under trinnvis spenningsøkning fra 0V og opp til spenningsnivået som fører til gjennomslag i grenseflatene [14].

Karakteristikkene for PD-utvikling i grenseflatene under påtrykt 50 Hz til dielektriske medium er illustrert av figur 2.9. Når tennspenning (PDIV) er overskredet, vil PD-utviklingen (PDIE) kunne observeres i både fallende (negative halvsyklus) og økende skråning (positive halvsyklus). Ved trinnvis spenningspåkjenning, tiltar størrelsen på spenningsstoppene og PD-utviklingen øker til det oppstår gjennomslag i grenseflatene. Dette er eksperimentelt testet og illustrert ved undersøkelser på lab med oscilloscope illustrert av figurene A.1 - A.5 i vedlegg-kapittelet.



Figur 2.9: Karakteristiske begynnende PD-utvikling på bildet til venstre og økende grad av partielle utladninger på bildet til høyre, for illustrering av langsgående elektrisk nedbrytning av grenseflater til solide polymeriske isolasjonsmaterialer [19].

## 2.7 Frekvensbetraktning DC -> VLF

For de eksperimentelle undersøkelsene i masteroppgaven med påtrykt DC-spenning er det ikke tatt hensyn til at romladninger har fått tid til å bygge seg opp til et stabilt DC-feltfordelings-nivå for den trinnvise spenningsøkningen. Dette er karakterisert av teoretisk beregning av tidskonstant for XLPE og PMMA ved bruk av datablader for isolasjonsmaterialene.

I de eksperimentelle undersøkelsene på lab er en 100 kV DC-kilde brukt til å øke den trinnvise spenningen med en stigning på 1 kV/sek og denne hastigheten på spenningsendringen er sammenlignbar med spenning rundt nullgjennomgang av en 100 kV størrelse, sinusformet AC-spenning rundt VLF (veldig lav frekvens) på omtrent 0,002 Hz referert til av ligning (2.13), [2].

Ligningene presenterer et teoretisk uttrykk for beregningen av frekvensen som er påført grenseflatene til isolasjonsmaterialene under de eksperimentelle undersøkelsene. Den trinnvise spenningsøkningen på 1 kV/sek er benyttet for å kunne gjennomføre tester med påført DC-spenning, uten at hvert spenningspådrag skal antas å ta like lang tid som tidskonstantene teoretisk beregnet av kapittel 2.8.

Skulle det blitt klassifisert som akseptable DC-tester burde man anta å bruke tidskonstantene (teoretisk beregnet) eller eksperimentelt målte tidskonstanter for å sikre at polarisasjonsmekanismene av de dielektriske materialene er fullført og DC-feltfordeling har stabilisert seg. Dette bør tas med i betraktning for den trinnvise spenningsøkningen til det oppstår gjennomslag i grenseflatene, hvis man har som mål å få resultater som kan karakteriseres som DC-tester. Frekvensen som påvirker grenseflatene under de eksperimentelle undersøkelsene, er kalkulert ved bruk av ligningene (2.10 – 2.13).

$$\frac{U_0}{t} = 100\text{kV} \sin(\omega t) \quad (2.10)$$

$$\frac{dU}{dt_{t=0}} = 100\text{kV} (\cos \omega t \cdot (\omega)) \quad (2.11)$$

$$\frac{dU}{dt_{t=0}} = 100\text{kV} (1 \cdot \omega) \quad (2.12)$$

Påtrykt (målt) trinnvis økning av spenningspådrag = 1 kV/sek

$$f = \frac{1 \left[ \frac{\text{kV}}{\text{s}} \right]}{100 [\text{kV}] \cdot 2\pi} = 0,002 \left[ \frac{1}{\text{s}} \right] \rightarrow 0,002 \text{ Hz} \quad (2.13)$$

[18].

## 2.8 Tidskonstant polarisering

Datablader for PMMA og XLPE er benyttet til å gi et teoretisk uttrykk for hvor lang tid det tar under påtrykt DC-spenning for at polariseringsmekanismene skal fullføres og DC-feltene er stabilisert i materialet. Verdiene er funnet for 50 Hz og med driftstemperatur på 20°C [23], [25].

| Materialparametre                    | XLPE                                  | PMMA                                  |
|--------------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|
| Volum resistivitet $\rho =$          | $16 \cdot 10^{15} [\Omega/\text{cm}]$ | $15 \cdot 10^{15} [\Omega/\text{cm}]$ |
| Relativ permittivitet $\epsilon_r =$ | 2,2                                   | 3,4                                   |
| Dielektrisk styrke $U_{bd} =$        | 20,42 [kV/mm]                         | 22 [kV/mm]                            |
| Tapsfaktor $\text{Tan}\delta =$      | 0,008                                 | 0,02                                  |
| Strekfasthet $E_0 =$                 | 32 [N/mm <sup>2</sup> ]               | 70 [N/mm <sup>2</sup> ]               |

Tabell 1: Sentrale materialparametre for XLPE & PMMA.

Beregning av antatte tidskonstanter for fullført polarisering av isolasjonsmaterialene, gitt av ligning (3.1) [26].

$$\tau = CR = \frac{1}{\sigma} \epsilon_r \epsilon_0 = \rho \epsilon_r \epsilon_0 \quad (3.1)$$

Tidskonstant for XLPE og PMMA:

$$\text{XLPE: } \tau = \rho \epsilon_r \epsilon_0 = 16 \cdot 10^{13} [\Omega/\text{m}] \cdot 2,2 \cdot 8,85 \cdot 10^{-12} [\text{s}] = 3115 \text{ s}, \tau = \frac{3115 [\text{s}]}{60 [\frac{\text{s}}{\text{min}}]} = 51 \text{ min}, 55 \text{ sek}$$

$$\text{PMMA: } \tau = \rho \epsilon_r \epsilon_0 = 15 \cdot 10^{13} [\Omega/\text{m}] \cdot 3,4 \cdot 8,85 \cdot 10^{-12} [\text{s}] = 4514 \text{ s}, \tau = \frac{4515 [\text{s}]}{60 [\frac{\text{s}}{\text{min}}]} = 75 \text{ min}, 15 \text{ sek}$$

Beregningene av tidskonstantene for materialene brukes i all hovedsak som argumentasjoner for å anta hvor lang tid materialene bruker til å polariseres. For helt nøyaktige verdier, bør tidene måles eksperimentelt og nøyaktige datablader for den spesifikke kabelkomponenten bør benyttes til teoretisk beregning av polariseringstider.

## 2.9 Litteraturstudier for testing av holdfasthet til grenseflater

Litteraturbetragtning av utvalgte forskningsartikler gir kort gjennomgang av litteratur med forskning som er gjennomført for eksperimenter med grenseflatenedbrytning. Dette er hovedsakelig knyttet til nedbrytningsstyrkeverdier ved å variere parameterne: Ruhetsgrad, mekanisk trykk og bruken av isolasjonsmaterialer med ulik grad av fleksibilitet.

### 2.9.1 AC testing

Forskningsartikkelen: "Effects of interfacial pressure on tracking failure between XLPE and silicon rubber" av B.X.DU og L.GU, går nærmere inn på svakhetene i høyspenningsskøyter for grenseflatene mellom et middels hardt materiale (XLPE) montert mot et mykt materiale (SIR). Ved å montere sammen XLPE mot SIR under anvendelse av ulik påført trykk på grenseflatene, kunne man detektere at den begynnende PD-utviklingen og tiden til grenseflatene når gjennomslagsspenning, *øker* ved *økning* av trykk med påtrykt AC 50 Hz over grenseflatene [1], [20].

Ved å benytte et høyhastighets-kamera og metoder for fremstilling av bilder fra de eksperimentelle undersøkelsene, kan man måle og analysere utviklingen til elektriske lysbuer ved påbegynnende gjennomslag, til rett før gjennomslag. Dette benyttes for å kunne observere sammenhengen mellom økning av trykk mot grenseflatene og hvor stor grad flatene påvirkes av trykkforskjellene. Bildene kan brukes til å estimere hvordan elektriske vantrær former seg i isolasjonen og dermed analysere hvor stor grad av grenseflatene som blir ødelagt ved gjennomslag [1], [20].



Figur 2.10: Bilde fra lysbuer som oppstår rett før gjennomslag ved variasjon i trykk mot XLPE|SIR grenseflater med påført spenning på 25 kV [20].

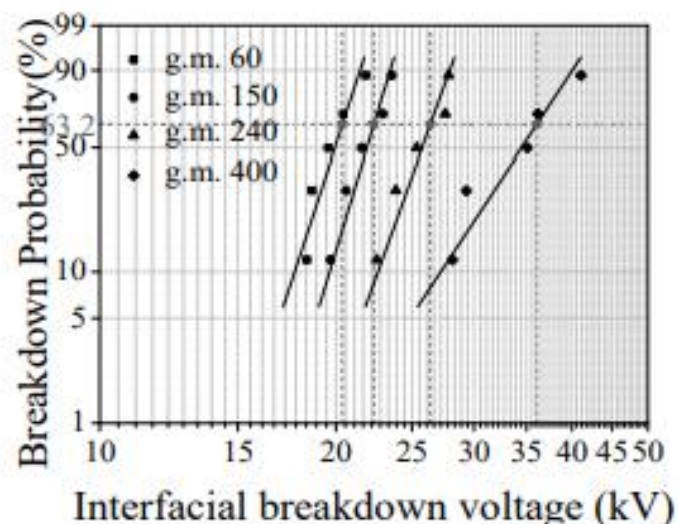


## 2.9.2 DC testing

Forskningsartikkelen: "Relationship between the interfacial ramped DC breakdown voltage and the morphology of the XLPE|SIR interface" av Bin Zhu, Zhidong Jia, Hao Hu, Xiagong Ouyang og Xilin Wang. Gir innblikk i hvordan den maksimale spenningen ved gjennomslag i grenseflatene mellom isolasjonsmaterialene til et middels hardt materiale (XLPE) mot et mykt materiale (SIR), endrer seg ved å variere påført ruhetsgrad og trykk.

Ekperimentene gjennomføres ved å benytte ulike typer sandpapir påført grenseflatene før testene og variere trykket som påføres vertikalt på flatene som er montert mot hverandre i de eksperimentelle undersøkelsene. Det påtrykkes DC-spenning frem til gjennomslag i grenseflatene ved å variere hovedparameterne (ruhetsgrad og trykk) [1], [21].

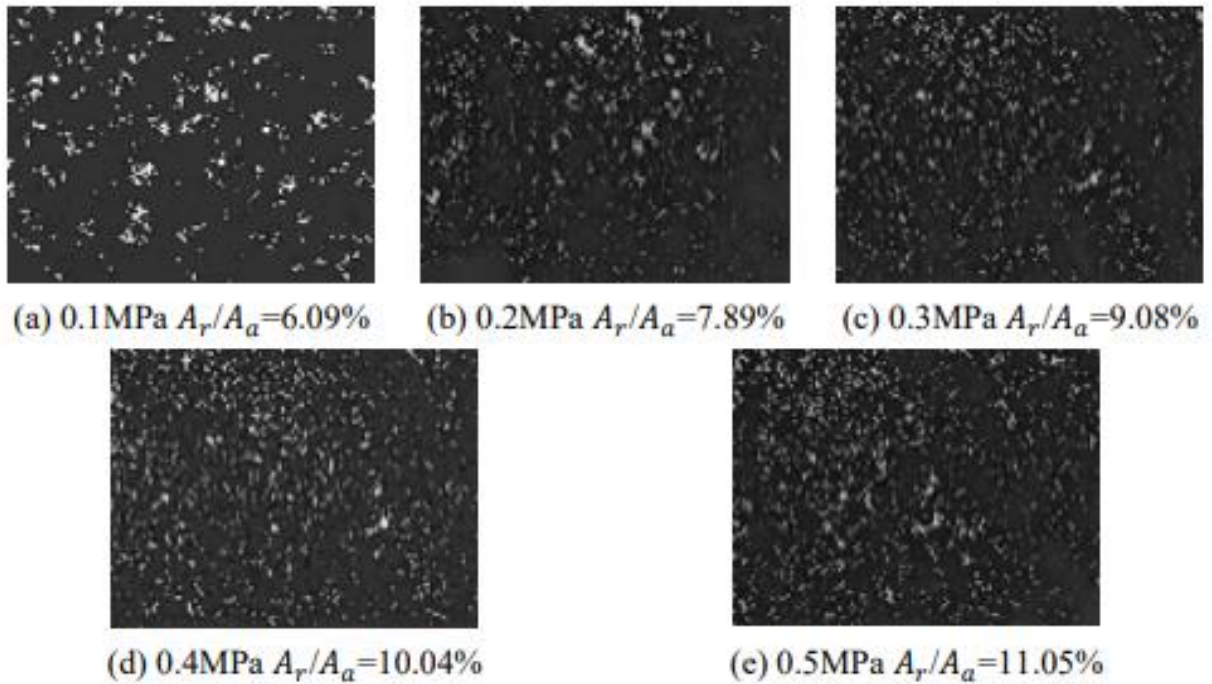
Overflateruheten til grenseflatene varieres med sandpapir i grad fra *veldig* grovt til *litt* mykere sandpapir med ruhetsgrad fra 60, 150, 240 og 400 korn (g). Ved bruk av finere sandpapir, *bedres* holdfastheten til isolasjonen og gjennomsnittlige verdier for gjennomslagsspenning *økte* med 16,42 kV fra bruk av det grovste sandpapiret (60 g) til det fineste sandpapiret (400 g).



Figur 2.11: Gjennomslagsspenning (kV) ved å benytte varierende ruhetsgrad til grenseflatene for XLPE|SIR [21].

Ved økning av trykk fra 0,1 til 0,5 MPa, gav dette *større* prosentvis grad av kontaktflater mot hverandre og gjennomsnittsverdien for gjennomslagsspenning *økte* med 24,5 kV fra det *laveste* til *høyeste* påførte trykk mot grenseflatene.

Ved å variere påført trykk på materialene, kan topologien til grenseflatene ved bruk av *samme* sandpapir analyseres visuelt i henhold til figur 2.12. Dette er nyttig for å tolke oppførselen til isolasjonsmaterialet ved ulike typer belastning [1], [21].



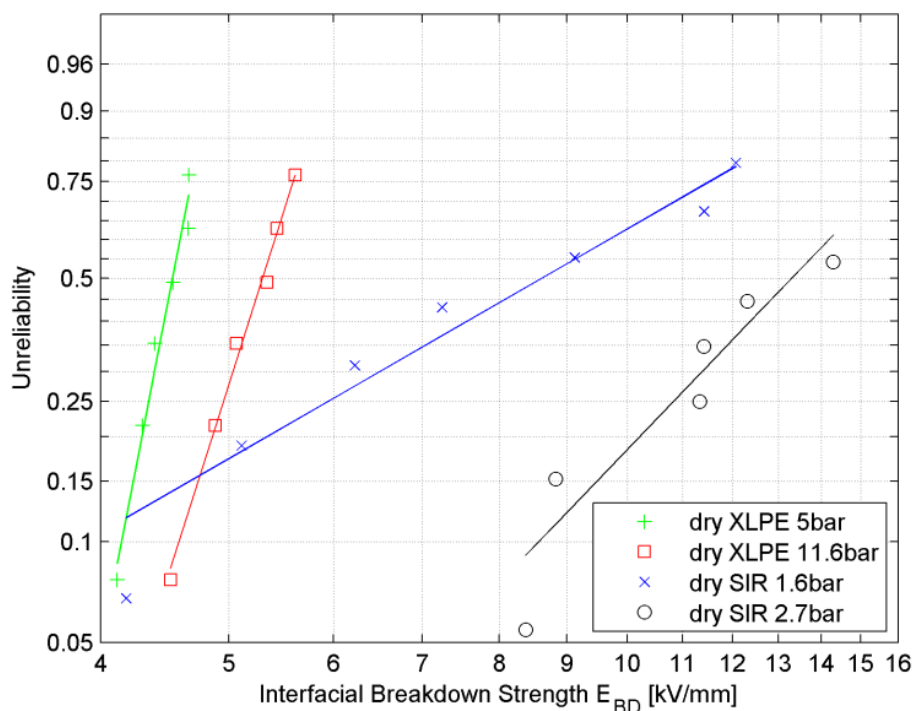
Figur 2.12: Bilder av morfologien til XLPE|SIR grenseflate tatt fra mikroskop ved bruk av varierende påført trykk, der  $A_r/A_a$  karakteriserer prosentvis reelle kontaktflate. Prosentvis andel av flatene som får kontakt observeres som *økende* ved *økning* av trykk påført grenseflatene, dette bedrer holdfastheten til materialene og øker levetiden til kabelen [21].

### 2.9.3 Variasjon i elastisitetsgraden til isolasjonsmaterialer

Ekspimentelle undersøkelser er gjennomført av Dimitrios Panagiotopoulos ved en tidligere masteroppgave med tittel: "AC Electrical Breakdown Strength of Solid Solid Interfaces" gjennomført på NTNU og DELFT. Dimitrios har sett nærmere på forskjellene mellom gjennomslagsspenning til et relativt hardt materiale (XLPE) sammenlignet med et relativt mykt materiale (SIR) ved påført AC 50 Hz til grenseflatene.

De eksperimentelle undersøkelsene gjennomført ved montering av SIR mot SIR (SIR|SIR) og (XLPE|XLPE) viser at det myke materialet SIR under relativt *lavt* påført trykk sammenlignet med trykket som er påført grenseflatene til XLPE-materialet, påviser *høyere* gjennomsnittlige verdier for gjennomslagsspenning og viser dermed til *bedre* holdfasthet enn XLPE-materialet under testene med *tørre* grenseflater. Det er *større* standardavvik i SIR-målingene, som gjenspeiles ved stigningen til grafen i figur 2.13 og SIR viser i enkelte tilfeller *lavere* minimums verdier for gjennomslagsspenning [22].

Tendensen til de gjennomsnittlige gjennomslagsstyrke-verdiene under disse eksperimentene representert ved bruk av Weibull-presentasjon av resultatene (63,2 %), beviser at grenseflatene til *mykere* materialer (SIR) har *bedre* holdfasthet enn de *hardere* (XLPE) materialenes grenseflate [22].

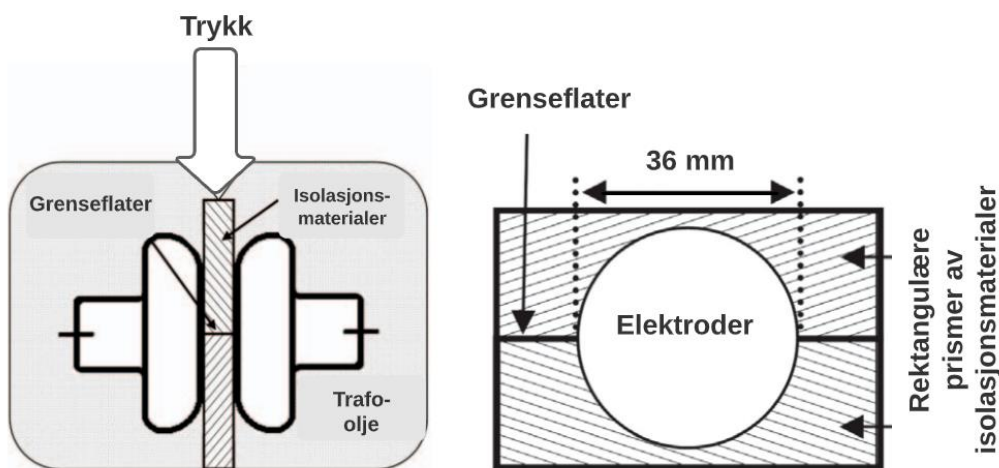


Figur 2.13: Grafisk fremstilling ved bruk av Weibull-presentasjon. For sammenligning av gjennomslagsstyrkeverdier til *tørre* grenseflater for XLPE|XLPE og SIR|SIR ved variasjon i påført trykk på grenseflatene [22].

## 3 Metode

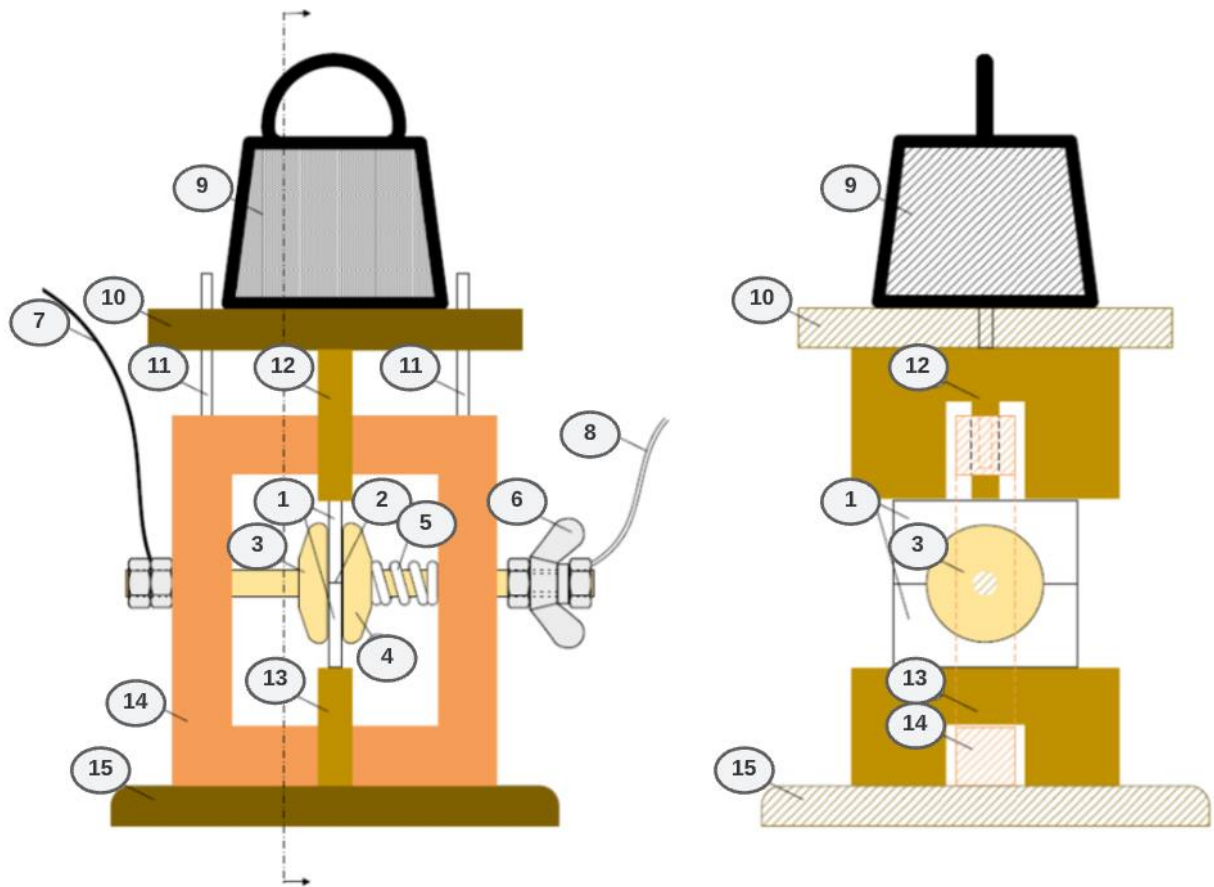
### 3.1 Testmodell

For testing av holdfastheten til grenseflatene som oppstår ved montering av to solide isolasjonsmaterialer mot hverandre, er en testmodell tilpasset grenseflatetesting brukt til å presse sammen materialene. Dimensjonene til materialene er produsert og tilpasset til dette oppsettet for at grenseflatene skal påvirkes i like stor grad av spenningen som tilføres modellen. To Rogowski-formede elektroder brukes i elektrodearrangementet for påføring av ladning til grenseflatene.



Figur 3.1: Skisse av elektrodearrangementet til testmodellen med tilhørende spesifikasjoner [1], [4].

Detaljert oversiktsbilde av testmodellen viser hvordan elektrodearrangementet er bygget opp og hva som må til for at grenseflatene skal kunne påvirkes av tilført ladning.



Figur 3.2: Detaljert beskrivelse av testmodellen med gitte spesifikasjoner [22].

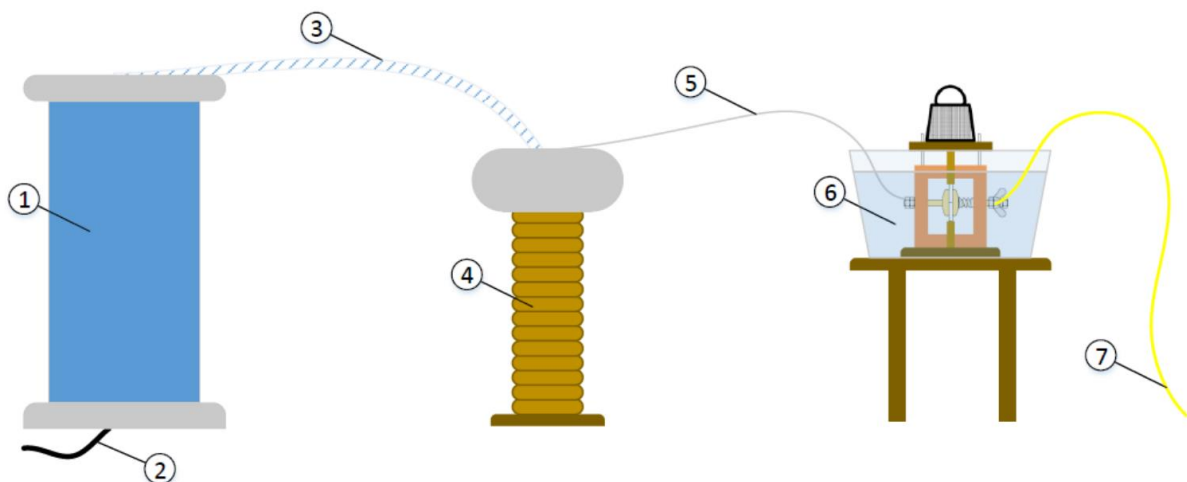
1: Rektangulære solide isolasjonsmaterialer, 2: Grenseflate, 3: Elektrode-arrangement, 4: Bevegelige elektrode plater, 5: Fjær, 6: Skrukobling, 7: Jordledning, 8: Forsyning av høyspenning, 9: Vekter, 10: Bevegelig plate, 11: Bærebjelker, 12: Øvre bevegelige pressblokk, 13: Nedre bevegelige pressblokk, 14: Støttefundament, 15: Grunnfundament

### 3.2 Eksperimentelt oppsett for partielle utladninger og gjennomslagsforsøk ved AC

De eksperimentelle undersøkelsene ved påtrykt AC 50 Hz med PD-målinger (PDIV) som er gjennomført ved bruk av *tørre* grenseflater til gjennomslag (UBD), er utført i celledelt hall på høyspenningslaben til NTNU, i lukket celle. Deler av testoppsettet med modellen er illustrert av figur 3.3. Transformator (1) er brukt for å forsyne testmodellen med spenning fra variabel spenningskilde (variac). Omsetningsforholdet ut av trafo er på forhånd målt med måleprobe for å sikre at spenning ut fra variacen tilsvarer 1 kV for hvert spenningspådrag. Variac forsyner testmodellen med en fast spenningsvariasjon og tidskonstant på 1 kV/sek.

For å beskytte transformatoren for eventuelle høye strømmer som kan oppstå i kretsen, er plastrøret (3) på figur 3.3, fylt med vann og montert til en støtteisolator (ikke illustrert i figuren) som igjen går til en 100 pF kondensator (4), der oscilloscope og voltmeter er koblet til for analysing av tennspenning (PDIV), PD-utvikling (PDIE) og tilsvarende gjennomslag (UBD). Spenningsforsyningen går deretter via kondensator (4) og er montert til testmodellen (6). Støtteisolatoren gjør det enklere å håndtere testmodellen, enn hvis plastrøret med *vann* hadde vært direkte montert fra trafo til kondensator og deretter koblet opp mot testmodellen. Den dielektriske oljen Nytro 10-XN er brukt i karet testmodellen er senket ned i under forsøkene, for å hindre at det oppstår uønskede utladninger i luft eller miljøet rundt modellen. Dette skal sikre at gjennomslagsforsøkene blir mest mulig konsentrert til å påvirke grenseflatene mellom isolasjonsmaterialene.

#### Generell illustrasjon av testoppsettet

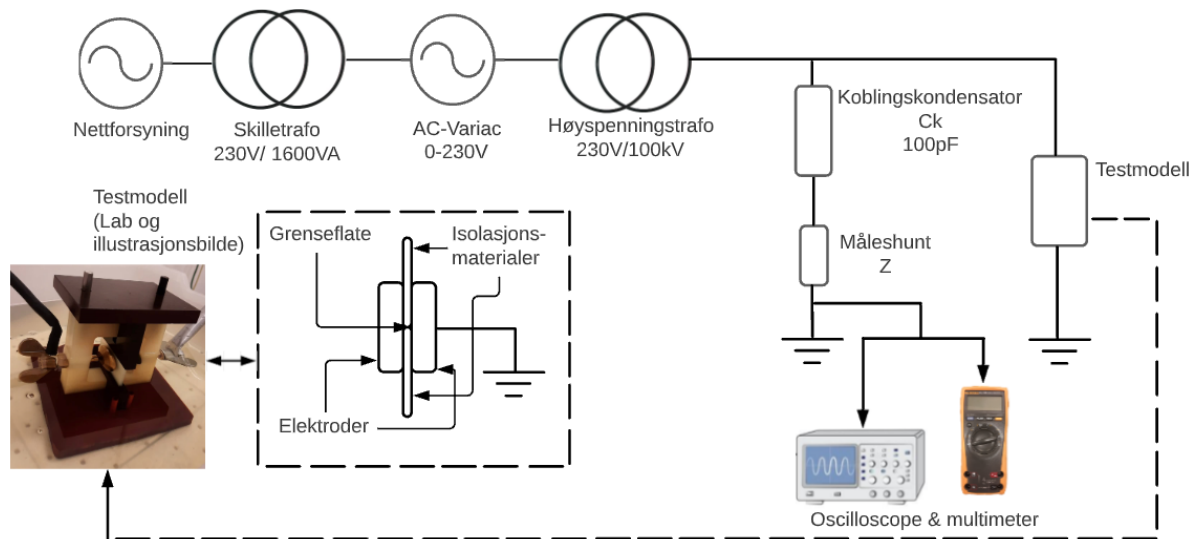


Figur 3.3: Generell beskrivelse av testoppsett til AC 50 Hz eksperimentene med PD-målinger [22].

1: Transformator, 2: AC spenning fra variac, 3: Vannmotstand (plastrør med vann) for beskyttelse av trafo, 4: Kondensator, 5: Høyspenningsforsyning til testmodellen, 6: Testmodell nedsenket i transformatorolje, 7: Jordledning.

### Eksperimentelt oppsett for AC 50 Hz - PD-målinger og gjennomslagsspenning

Det eksperimentelle oppsettet forsynt av nettet til celledelt hall på elkraftlaben til NTNU, der en skilletrafo er montert imellom nettforsyning og variac for å hindre at støy på det inngående strømmettet skal påvirke målingene. Variac forsyner deretter transformator som er koblet opp mot en kondensator med måleshunt, for å skape et sensitivt system for detektering av partielle utladninger (PD) i grenseflatene.

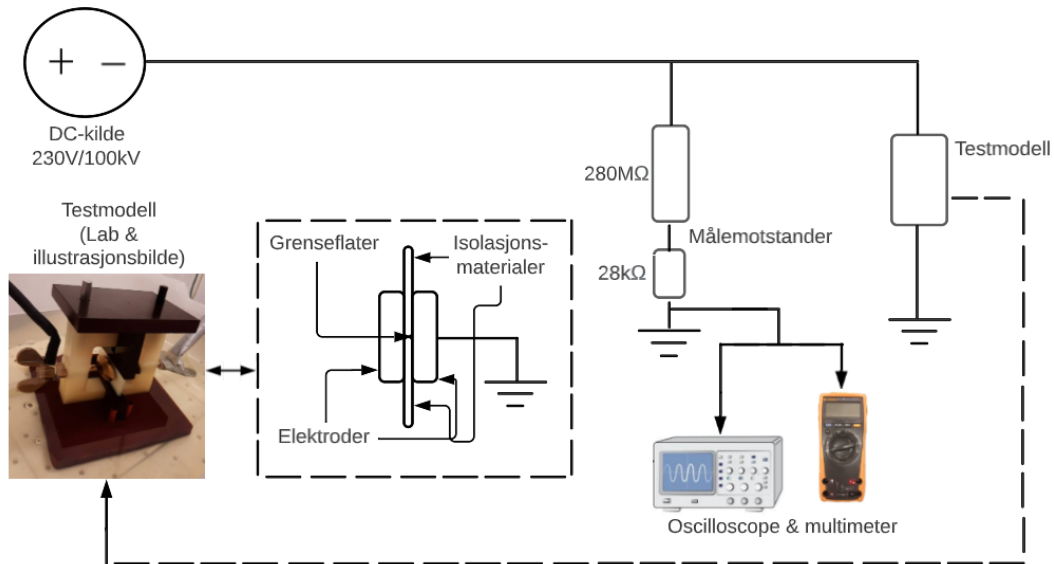


Figur 3.4: Eksperimentelt oppsett for AC 50 Hz - PD-målinger og gjennomslag i grenseflatene.



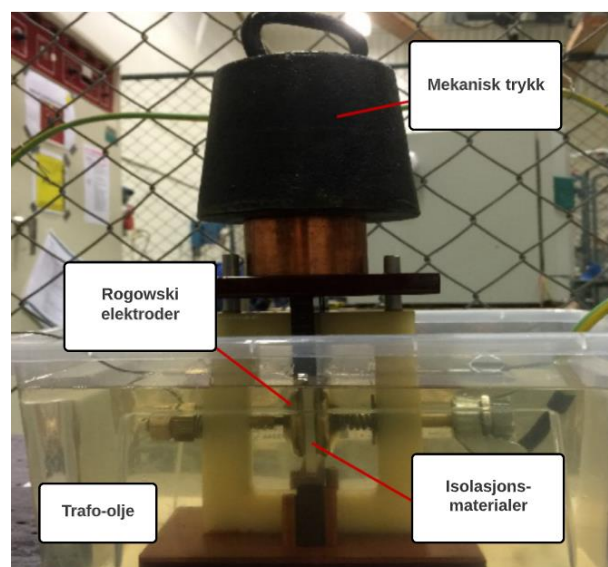
### 3.3 Eksperimentelt oppsett for gjennomslagsforsøk ved påtrykt DC-spenning (VLF)

Det eksperimentelle oppsettet for påtrykt DC er betydelig endret fra prosjektoppgaven gjennomført høst 21 [1], der testmodellen ble påført DC-spenning via variac, trafo og over en likeretterkrets før grenseflate-påvirkning. Testoppsettet til masteroppgaven er redusert komponentmessig fra prosjektoppgaven, ved å bytte ut de overnevnte komponentene med én DC-spenningskilde.



Figur 3.5: Eksperimentelt oppsett for gjennomslagsforsøk med påtrykt DC-spenning (VLF).

Spenningskilden av typen *Glassmann*, forsyner kretsen med DC-spenning fra input på lokalt nett på 230 V og kilden har en maks grense på 100 kV forsyning ut mot testmodellen. Dette er koblet opp med målemotstander for å få spenningsmålinger på et nivå som måleinstrumentene skal tåle. Testmodellen illustrert av figur 3.1 og 3.2 er i disse eksperimentene med påtrykt DC, den samme som er benyttet til testene for AC 50 Hz.



Figur 3.6: Testmodellen i celledelt hall på NTNU, nedsenket i plastkar med transformatorolje og påført mekanisk trykk vertikalt på grenseflatene [22].



## 3.4 Testprosedyrer

### 3.4.1 Forberedelser før eksperimentelle forsøk

Etter at preparering av materialer til gitte dimensjoner (figur 3.8) tilpasset testmodellen er gjennomført, pussing av grenseflatene er utført (kap. 3.6) og før de eksperimentelle forsøkene på lab, er to isolasjonsmaterialer tatt ut av beholder og visuelt inspisert for å sikre at grenseflatene er ordentlig preparert før montering til testmodellen (figur 3.2). Deretter påføres avfettingsmiddelet isopropanol på materialene med spesialduker som ikke skal gi fra seg lo eller ytre elementer som kan påvirke målingene. Alt gjøres med spesialhansker på, og disse byttes mellom hvert forsøk eller hvis det tas på andre spenningsførende deler og utstyr, for at ikke eventuelle urenheter skal påvirke forsøkene.

Etter rengjøring av elektrodearrangementet monteres isolasjonsmaterialene til testmodellen, vekter plasseres oppå modellen og presset på fjæra tas av *etter* å ha plassert på vekter, for å sikre at materialenes grenseflater får ordentlig feste mot hverandre. Til slutt påføres transformator-olje (Nytro 10-XN) i karet opp til nivå *rett over* elektrodene, jordstaven fjernes fra kretsen, døra til cellen lukkes og forsøk kan utføres.

### **Metoder for de eksperimentelle forsøkene med påtrykt AC - PD 50 Hz og gjennomslagstesting ved bruk av både *tørre* og *våte* grenseflater**

Før testing av AC - PD 50 Hz gjennomføres og testprosedyrene (3.7) gjennomgås, sjekkes systemet for om det er fri for ekstern utvikling av partielle utladninger (PD) og at det kun er PD fra grenseflatene som påvirker målingene, dette for å sikre at resultatene for hvert PD-forsøk er verifiserbare. Testoppsettet testes først *uten* noe som helst mellom elektrodene, men med et mellomrom på 4 mm som skal tilsvare tykkelsen på materialene, deretter plasseres modellen i karet som påføres transformator-olje. Uten noen form for PD-utvikling, som skal kunne observeres på oscilloscopet, illustrert av teoridel 2.6 i henhold til figur 2.9 på relativt *høye* spenningsverdier, er elektrodearrangementet og testoppsettet ansett som *fri* for PD. Deretter er det montert en hel polymerflate tilsvarende dimensjonene til *to* materialer sammensatt *uten* grenseflater mellom elektrodearrangementet. Uten noen form for PD-utvikling i dette forsøket også, er det antatt at hulrom og ujevnheter i grenseflatene er hovedgrunnen til partielle utladninger i materialene. Det observeres deretter PD-utvikling i forsøk der *to* isolasjonsmaterialer med grenseflater er montert mot hverandre. Hulrommene er dermed ansett som *hovedårsaken* til elektriske utladninger i grenseflatene. De eksperimentelle forsøkene ved påtrykt AC 50 Hz med PD-målinger er dermed verifiserbare og kan gjennomføres med grenseflatetesting til gjennomslag som planlagt.

Etter at disse forberedelsene er gjennomført, følges flytskjema i henhold til figur 3.7. Rett før PD-forsøkene starter, er kalibreringsinstrument montert til kretsen og tilfører ladning til testoppsettet, som gjennomføres for alle PD-testene før spenningssetting av kretsen. Dette gjøres for å kalibrere inn koblingsoppsettet og testmodellen for klargjøring til PD-forsøk med gjennomslag (UBD). Under de eksperimentelle forsøkene er tennspenning for PD (PDIV) notert ved utvikling av utladninger som overgår bakgrunnsstøy referert til av figur 2.9 i teoridel 2.6 fra oppsettet og regnet om til startfeltstyrke for PD ved å dele på tykkelsen til materialene på 4 mm. Videre er gjennomslagsspenning (UBD) notert ned og beregnet for feltstyrke (BDS) ved å benytte samme metode.

Etter disse forberedelsene, påføres modellen en fast trinnvis spenningsøkning med den variable spenningskilden på 1 kV/sek gjennomført med PLS-styrt variac. Ved observasjon av begynnende PD-utvikling, er spenning notert (PDIV) og ved gjennomslag (UBD) slår sikring for cellen ut spenningstilførsel, varsellampene slås på og indikerer at cellen er trygg å entre. Spenning trinnvis ned for å sikre skånsom nedtrapping for de elektriske komponentene i kretsen og jordstav brukes på spenningsførende deler før grenseflatene til isolasjonsmaterialene undersøkes.

For AC 50 Hz testene med *tørre* grenseflater, er spenning ut fra variac målt fra lavspenningssiden til transformatoren med multimeter og deretter kalkulert om til påtrykt høyspenning på testmodellen, ved å bruke målt omsetningsforhold på 1:464 fra trafoen. 1 kV ut fra høyspenningssiden til transformatoren tilsvarer dermed 2,15 V spenningsforsyning fra den variable spenningskilden (variac). Oscilloscope og multimeter montert ut fra målemotstandene angir formen på sinusbølgene fra kretsen, oppgir spenning ved utvikling av PD (PDIV) og spenning ved gjennomslag (UBD) i grenseflatene.

For AC 50 Hz forsøkene med *våte* grenseflater er samme prosedyrer fulgt som med testene ved *tørre* grenseflater, bare *uten* PD-målinger. Grunnen til dette er at det ble ansett som utenfor området til gjennomføringen av denne masteroppgaven og PD-testene ble konsentrert til å utføres kun ved testing med *tørre* grenseflater.

### **Metoder forsøk påført DC (VLF)**

For DC testene referert til som lavfrekvent AC (VLF) av kap. 2.7, følges det generelle flytskjemaet (3.7) med individuelle tilpassinger for de ulike typene eksperimenter, for å sikre at testprosedyrene er like og gjennomført med samme metode som for AC 50 Hz eksperimentene. Den trinnvise stigningen av spenning fra DC-kilden tilsvarer 1 kV/sek. For måling av gjennomslagsspenning (UBD) med multimeter ut fra det eksperimentelle oppsettet, er omsetningsforholdet mellom målemotstandene beregnet om, som tilsvarer et forhold på 1:10 000. Dette for å sikre at riktig spenning ble kalkulert ut fra verdien på multimeteret. Lab-logg er brukt til å notere ned informasjon som dato, isolasjonsmaterialer som er brukt, type test og videre informasjon som er verdt å notere.

### **Eksperimentelle forsøk**

- Åtte ulike eksperiment med fem tester for hvert eksperiment er utført for AC 50 Hz med PD-målinger og *tørre* grenseflater, der trykket er variert (9,5 bar og 15,2 bar) med samme ruhetsgrad (500 g), henvist til av figur 4.4 og 4.5 fra resultatkapittel 4.3.
- Åtte ulike eksperiment med fem tester for hvert eksperiment er utført for AC 50 Hz med *våte* grenseflater, der trykket er variert (9,5 bar og 15,2 bar) og ruhetsgraden til materialene er variert (500 g og 2000 g), henvist til av figur 4.6 og 4.7 fra resultatkapittel 4.4.
- Åtte ulike eksperiment med fem tester for hvert eksperiment er utført for DC (VLF) med *våte* grenseflater, der trykket er variert (9,5 bar og 15,2 bar) og ruhetsgraden til materialene er variert (500 g og 2000 g), henvist til av figur 4.8 og 4.9 fra resultatkapittel 4.5.
- Sammendrag i henhold til figur 4.10 er presentert for å vise gjennomsnittsverdier (50 %) av gjennomslagsstyrkeverdiene (BDS) ved påtrykt 50 Hz og DC (VLF)

illustrert av resultatkapittel 4.6. Verdiene er brukt for å beskrive forskjellene til den elektriske holdfastheten langs polymer-grenseflater mellom påtrykt AC 50 Hz og DC (VLF) spenningspåkjenning, målt ved bruk av isolasjonsmaterialer med *våte* grenseflater.

### **Viktige merknader for de eksperimentelle forsøkene**

Alle utvalgte resultater fra eksperimentene er sortert og normalfordelt til grafisk fremstilling i henhold til resultatkapitlene 4.3 - 4.6, hvor trendlinjer ut fra testene gir indikasjon på gjennomslag ved ulike spenningsverdier. Gjennomslagsspenningen (UBD) for *alle* testene, er delt på tykkelsen til isolasjonsmaterialene på 4 mm og uttrykt i kV/mm for å gi uttrykk for *feltstyrken* til materialene (BDS) til alle de eksperimentelle undersøkelsene gjennomført for oppgaven.

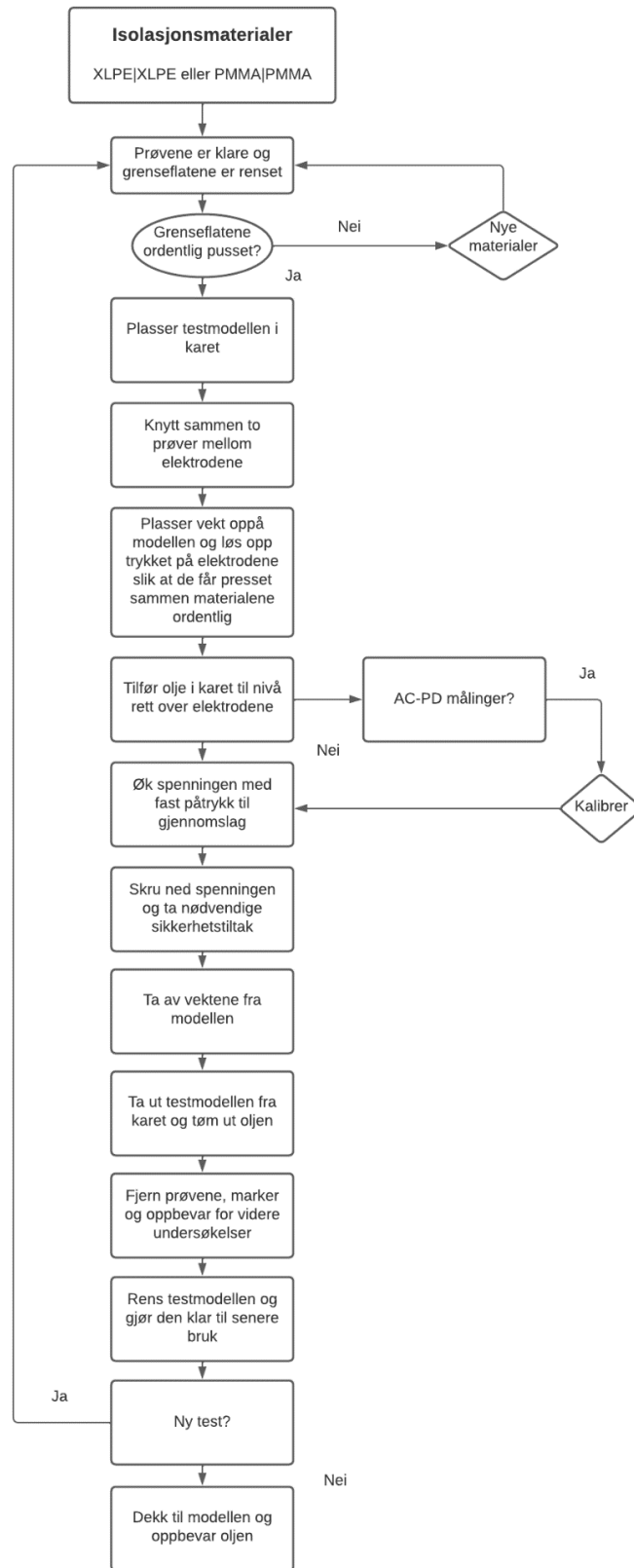
De *fleste* forsøkene er gjennomført med prøver satt sammen med *vann* fra springen påført grenseflatene *før* montering av materialene til testmodellen. Dette går under betegnelsen "vann-tilførte" prøver. Grunnen til at *vann* er påført grenseflatene er for å begrense omfanget av tester, forenkle tolkning, og lette anvendelsen av resultatene i utviklingen av designkriterier for utendørs- og undervannskabler. Høyspenningskablene er utsatt for inntrenging av *vann* både *før*, *under* montering og *gjennom* levetiden (se figur 1.1 og beskrivelse i henhold til kapittel 1.1). Dette gjør resultatene relevante for diskusjon og tolkning i henhold til designkriterier, som har som mål å øke levetiden til kablene ved å redusere påvirkningen til ytre elementer på kritisk høyspenningsutstyr.

For påføring av *vann* til grensesnittene, gjennomføres dette ved å dyppe den siden av materialene som er pusset, i et lite plastkar fylt med vann fra springen. Direkte etter påføring av vann til grenseflatene, monteres de preparerte flatene mot hverandre og settes inn i testmodellen for gjennomføring av eksperimentene med *våte* grenseflater.

Passende *trykk* er påført grenseflatene med verdier i området fra middels høyt 9,68 kg/cm<sup>2</sup> (9,5 bar) til høyt trykk 15,5 kg/cm<sup>2</sup> (15,2 bar). Det påførte mekaniske trykket er gitt ved å bruke stål-vekter, der verdien til det påførte trykket er kalkulert ut fra massen og kontaktarealet til vektene som står vinkelrett på testmodellen. Dette er brukt for at grenseflatene til materialene skal påvirke hverandre og påføre en mekanisk kraft vinkelrett på grensesnittet mellom prøvene, som illustrert i henhold til figur 3.2.

XLPE|XLPE og PMMA|PMMA er isolasjonsmaterialene som er blitt brukt i alle eksperimentelle forsøk, der bindeleddet "|" imellom beskrivelse til materialkomponenten, gir uttrykk for at det er disse to materialene som er montert sammen til testene.

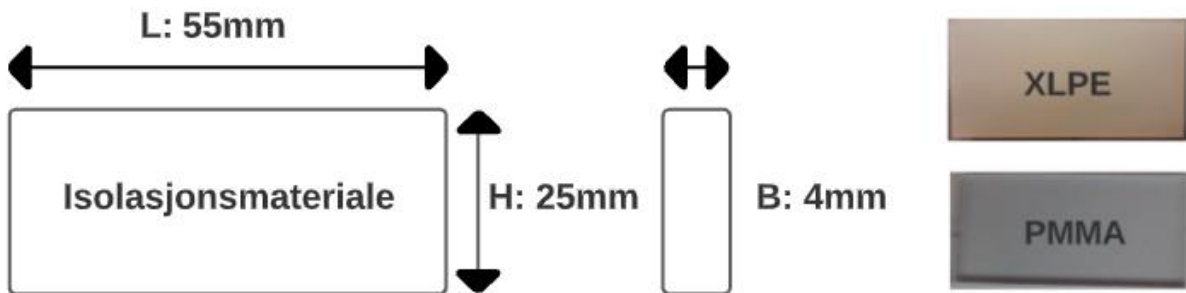
Alle eksperimentelle forsøk gjennomført i masteroppgaven brukes med samme fremgangsmåte illustrert i henhold til flytskjema av figur 3.7, med individuelle tilpasninger, for å sikre verifiserbare resultater. Flytskjemaet brukes også for å gi et overblikk over testprosedyrene og i større grad automatisere arbeidsprosessen til eksperimentene.



Figur 3.7: Flytskjema til de eksperimentelle forsøkene for masteroppgaven.

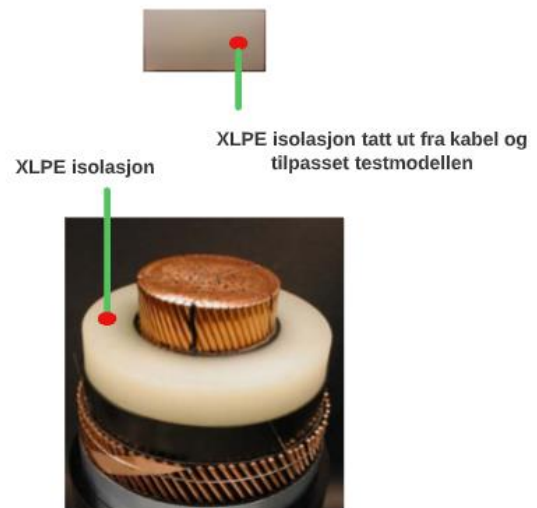
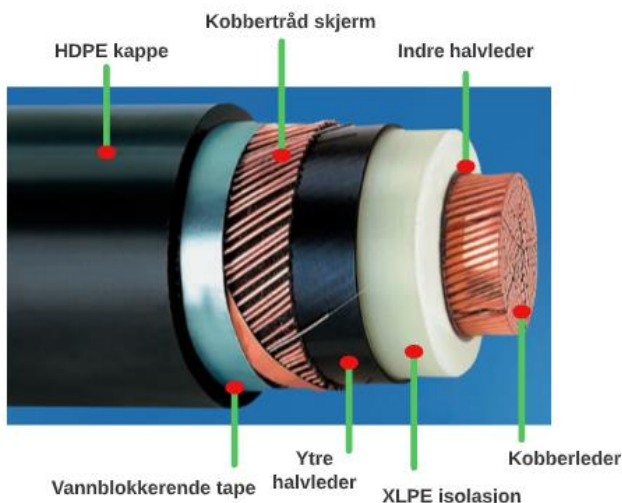
### 3.4.2 Produksjon og preparering av materialer

For krosslinket-polyethylene (XLPE) testeksemplarene er isolasjonsmaterialene kappet ut fra 145 kV industriell sjøkabel og tilpasset til dimensjoner for testmodellen representert av figur 3.8. Det er etterlatt noen millimeter i høyden på materialene etter produksjon, med hensyn til finkutting og pussing for tilpassing av materialene før montering til testmodellen. For pleksiglass som ble benyttet, er lexan-plater hentet hos verksteds-lab på NTNU og spesialmaskin for vannkutting er brukt for å tilpasse pleksi-materialene (PMMA) til ønskede dimensjoner for testmodellen på lab.



Figur 3.8: Dimensjoner til isolasjonsmaterialene som tilpasses testmodellen beskrevet av henholdsvis figur 3.1 & 3.2.

Illustrasjonsbildene representert av figur 3.9 og 3.10, viser generell oppbygging av en høyspenningskabel med tilhørende komponenter. Isolasjonsmaterialene tas ut av kableen, tilpasses og benyttes til de eksperimentelle undersøkelsene på lab.



Figur 3.9: Vanlig oppbygging av en høyspenningskabel [23].

Figur 3.10: Utsnitt av kabelisolasjon [23].

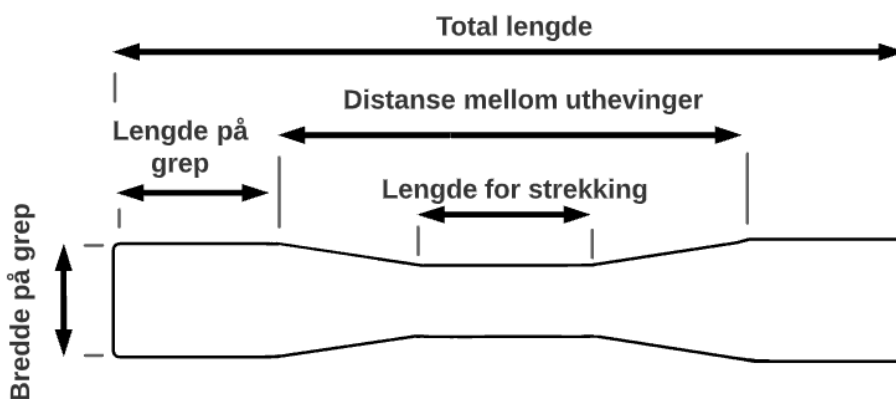
### 3.5 Strekkbenktesting

De eksperimentelle undersøkelsene av fleksibiliteten til isolasjonsmaterialene som er brukt i oppgaven, er testet ved å bruke strekkbenken Lloyd LR5K benyttet på SINTEF laboratoriene i henhold til ASTM D-790 standarden [24]. For strekktestingen er prøveobjektene produsert i gitte dimensjoner av tabell 2, formet som hundebein ved hjelp av spesialverktøy på lab (fig. 3.11) og testet for 7 målinger hver. Flexibilitetsmodulsen  $E$  er bestemt ut fra gjennomsnittsverdien til forholdet mellom påtrykt kraft i den innledende fasen av strekkingen og innledende prosentvise belastning, under strekking av materialene i benken.

Ved å bruke en standard strekk-belastnings testbenk med 1 mm tykke og 12 mm brede hundebeinformede testobjekter, er elastisitetsgraden til de undersøkte materialene karakterisert ved fysiske målinger av *Young's* elastisitetsmodulus ( $E$ ). Typiske eksempler på oppnådde grafer er presentert av henholdsvis figur A.6 og A.7 fra vedlegg-kapittelet. Målte elastisitetsverdier  $E$  er presentert i tabell 3,  $E'$ -modulen er beregnet og presentert av tabell 4, lokalisert under resultatkapittel 4.1. Ideelt sett er mikrohardhetstester sannsynligvis mer hensiktsmessige enn belastningstestene som utføres her. Resultatene gir imidlertid en verdifull indikasjon på de relative forskjellene i stivhet mellom materialene som er testet.

| Beskrivelse                | Dimensjoner |
|----------------------------|-------------|
| Total lengde               | 75.0 [mm]   |
| Distanse mellom uthevinger | 41.0 [mm]   |
| Lengde for strekking       | 20.0 [mm]   |
| Lengde på grepseksjon      | 16.0 [mm]   |
| Bredde på grepseksjon      | 12.0 [mm]   |
| Tykkelse                   | 1.0 [mm]    |

Tabell 2: Dimensjoner på hundebein benyttet til strekkbenktesting av fleksibiliteten til materialene.

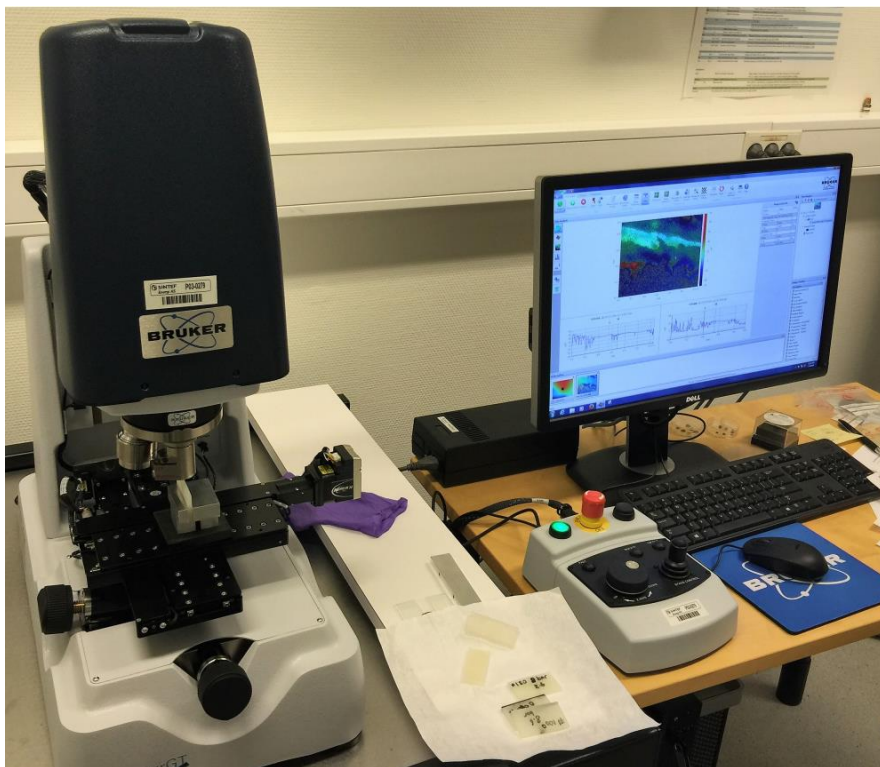


Figur 3.11: Beskrivelse av utformingen til hundebein benyttet i strekkbenken.

### 3.6 Karakterisering av overflateruhet

Før montering av isolasjonsmaterialene til testmodellen er alle kontaktflater på prøvene polert ved hjelp av en bordslipemaskin. Under denne prosessen er prøvene festet til en roterende stålramme og holdt i kontakt med et roterende SiC-slipepapir av enten kornstørrelse: 500 g eller 2000 g.

Parametere for overflateruhet er målt optisk ved bruk av et 3D-profilometer (Bruker Contour GT-K). Illustrasjoner ved fremstilling av ruhetsmålingene er presentert av henholdsvis figur 2.4 - 2.5 fra teorikapittel 2.3 og figur 4.2 - 4.3 i resultatkapittel 4.2. Målte verdier av hulromstoppene og ujevnhetene lokalisert i grenseflatene er gitt av tabell 5 i resultatkapittel 4.2.



Figur 3.12: Bilde fra utførelse av ruhetsanalyser av grenseflatene til isolasjonsmaterialene [14].

## 4 Resultater

### 4.1 Karakterisering av elastisitet for dielektriske materialer

Basert på teoridel 2.4 og metode-delkapittel 3.5 for strekkbenktesting, er fleksibiliteten til materialkomponentene bestemt ut fra forholdet til innledende (bratteste) stigning mellom belastning og innledende prosentvis strekking påført isolasjonsmaterialene.

Effektivitetsmodulusen  $E'$  er kalkulert ut fra ligning (2.8 og 2.9) hvor Poissons størrelse  $\nu$  er med i beregningen for kalkulering av elastisitetsverdiene [27].

| Polymer-Materiale | Poisson's forhold ( $\nu$ ) | Elastisitetsmodulus $E$ [MPa] |
|-------------------|-----------------------------|-------------------------------|
| XLPE              | 0.46                        | 163                           |
| PMMA              | 0.36                        | 840                           |

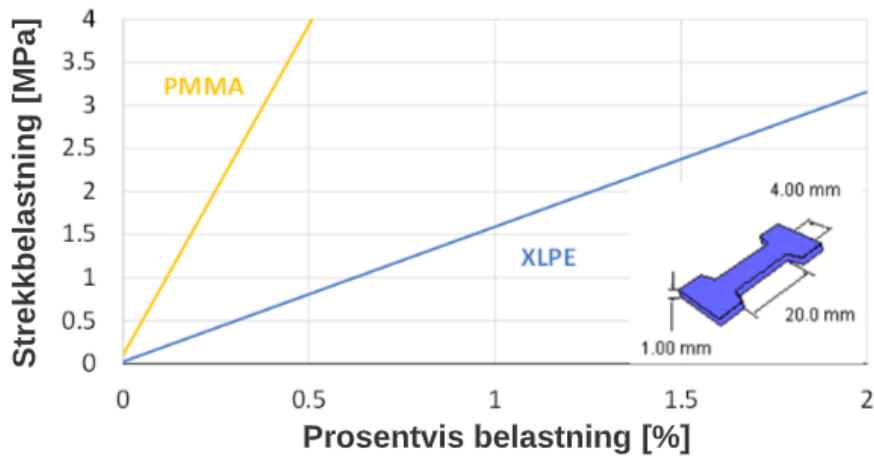
Tabell 3: Målt elastisitetsmodul  $E$  for hver av de undersøkte XLPE og PMMA prøvene.

| Grenseflate | Effektivitetsmodulus $E'$ [MPa] |
|-------------|---------------------------------|
| XLPE–XLPE   | 280                             |
| PMMA–PMMA   | 1025                            |

Tabell 4: Beregnet effektivitets modulus  $E'$  for hver grenseflate som danner grensesnittet mellom to identiske materialer ved bruk av ligning (2.9).



Forholdet mellom den gradvise strekkingen av materialene og belastning gir indikasjon på at strekking av hardere (*stivere*) materialer gir *høyere* elastisitetsmodulus enn *mykere* materialer.

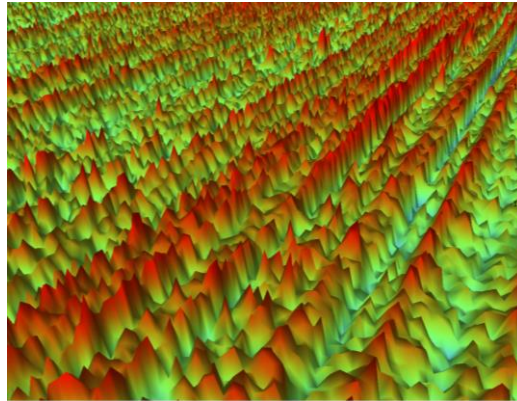


Figur 4.1: Strekkbenktesting ved bruk av hundebeinformede eksemplarer av isolasjonsmaterialene

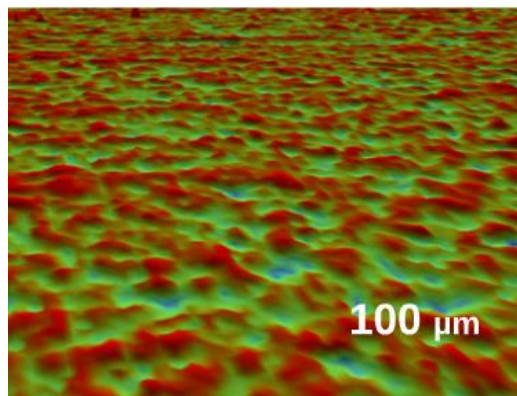
Fra figurene A.6 og A.7 i vedlegg, illustreres tydelig forskjellen på strekking av et forholdsvis *mykt* materiale (XLPE) opp mot et *hardt* materiale (PMMA), hvor det harde materialet tidlig når maks belastning før det går en periode til det knekker. Det mykere XLPE-materialet får ikke samme "duppen" like tidlig gjenspeilt av den grafiske fremstillingen (A.7) og det tar *lenger* tid/ *større* prosentvis belastning før materialet brekker.

## 4.2 Ruhetsmålinger

Ruhetsmålingene gjennomført av grenseflatene til isolasjonsmaterialene benyttet til gjennomslagstesting i oppgaven for AC 50 Hz og DC (VLF) er analysert og fremstilt i bildeform og tabeller gjennom nøye analyser fremgått av teoridel 2.3 og metodekapittel 3.6, hvor det klart observeres forskjellen på bruk av 500 g og 2000 g sandpapir påført grenseflatene ved pussing.



Figur 4.2: 3D-topologi av XLPE-grenseflate pusset med 500 g sandpapir [2].



Figur 4.3: 3D-topologi av XLPE-grenseflate pusset med 2000 g sandpapir [2].

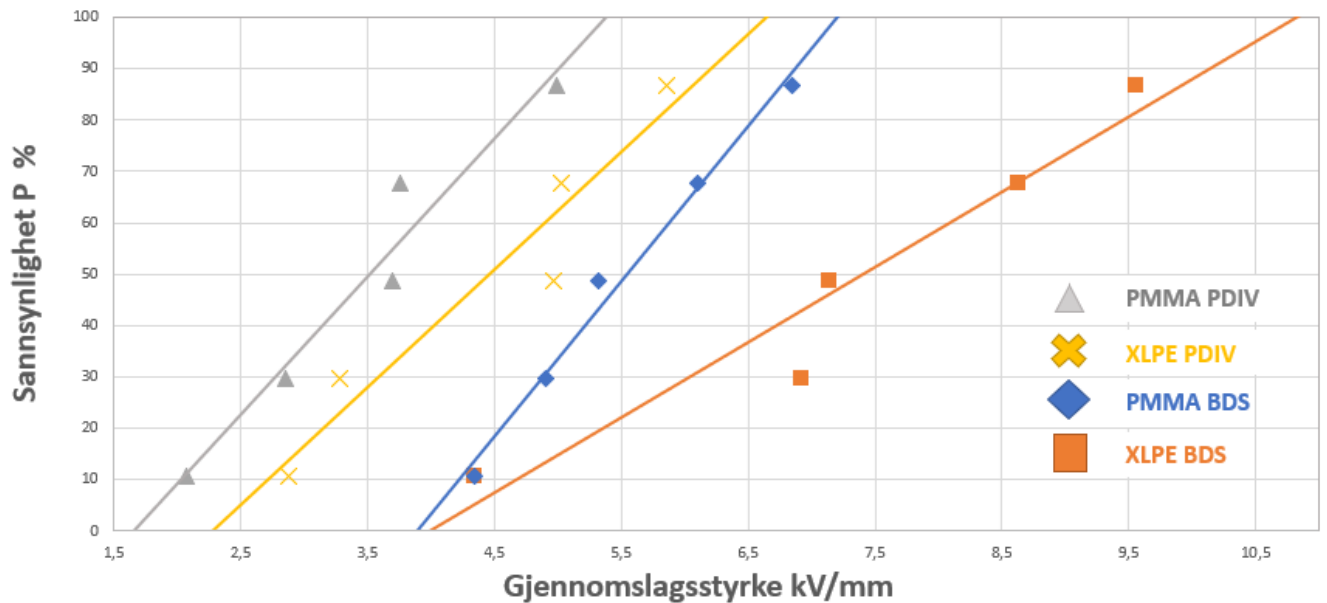
Tabellen under fremstiller  $S_a$ ,  $S_q$ ,  $S_p$  og  $S_v$ -verdiene gjennomgått av teoridel 2.3 og analysert ved hjelp av metodene fra kapittel 3.6.

| Sample     | Roughness $S$ -parameters [ $\mu\text{m}$ ] |       |       |       |
|------------|---|-------|-------|-------|
|            | $S_a$                                       | $S_q$ | $S_p$ | $S_v$ |
| 500g XLPE  | 0.76  | 0.97  | 6.33  | -7.89 |
| 500g PMMA  | 0.99  | 1.27  | 7.35  | -9.10 |
| 2000g XLPE | 0.44  | 0.57  | 3.38  | -3.68 |
| 2000g PMMA | 0.33  | 0.43  | 3.72  | -3.44 |

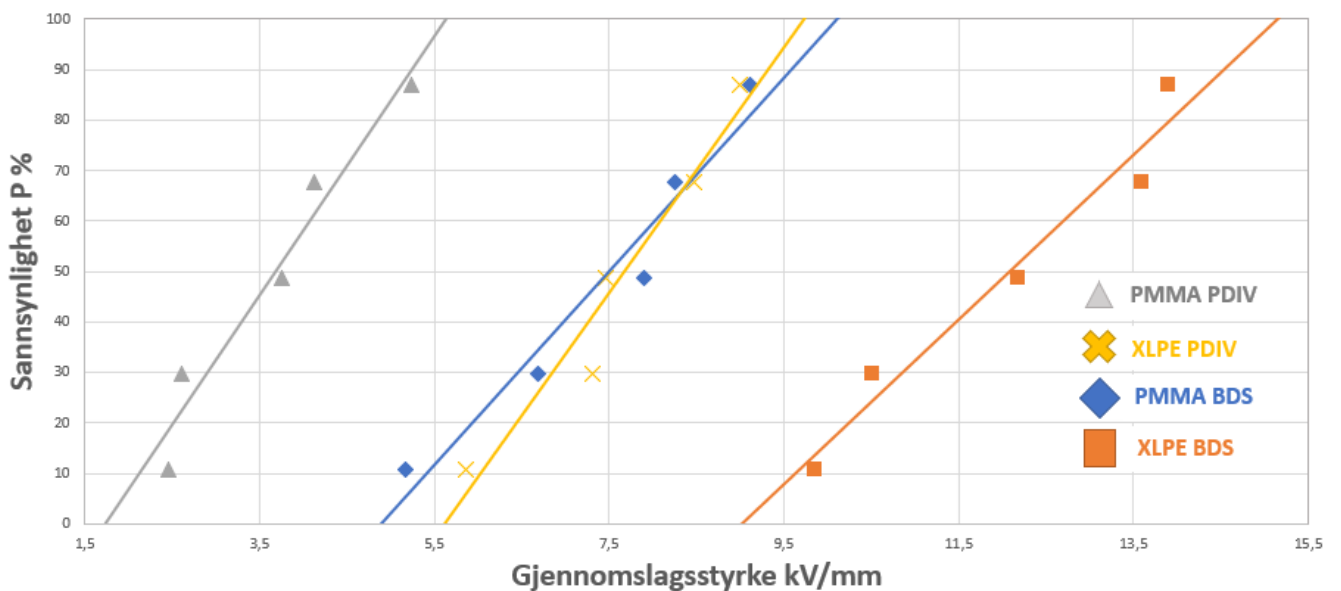
Tabell 5: Målte karakteristiske verdier for overflateruhet  $S$ -parametre for de undersøkte XLPE- og PMMA-prøvene [2].

### 4.3 AC 50 Hz – PD og gjennomslag med tørre grenseflater

Partielle utladningsmålinger og gjennomslagsstyrkeverdier for isolasjonsmaterialer montert sammen med *tørre* grenseflater, presentert av henholdsvis figur 4.4 og 4.5.

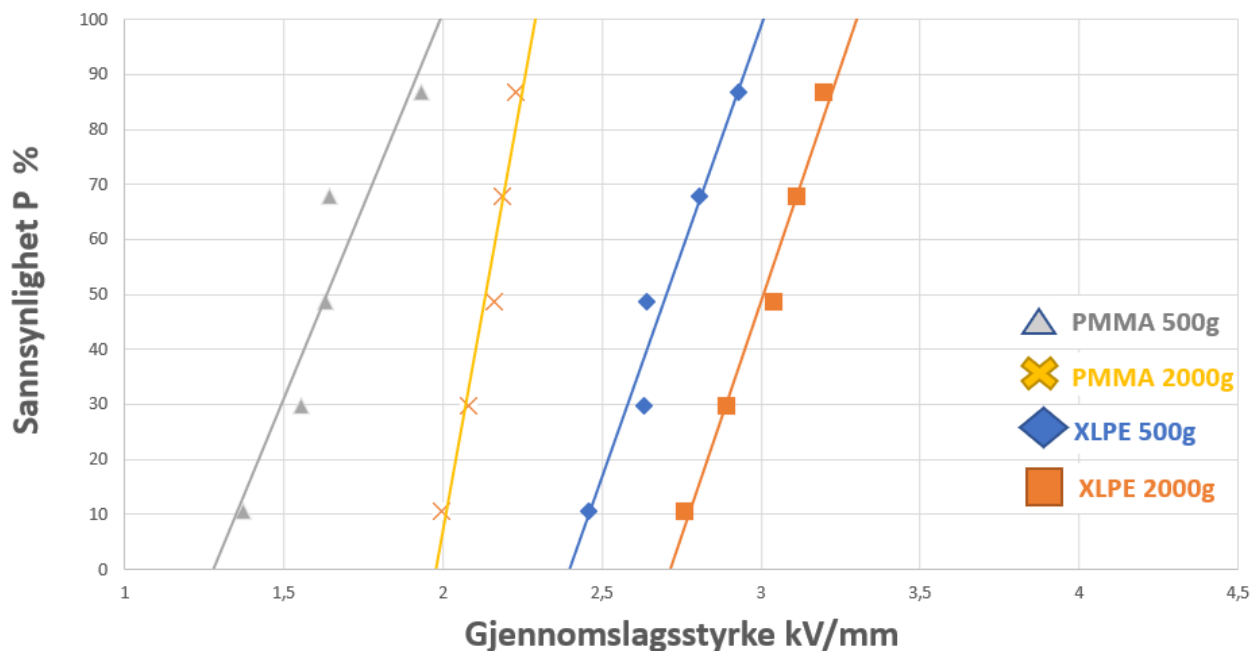


Figur 4.4: Målte verdier for karakterisering av nedbrytningsstyrken til grenseflatene for isolasjonsmaterialene ved å observere påbegynnende partielle utladninger (PDIV) og gjennomslag (UBD) uttrykt av feltstyrke [kV/mm] (BDS), med påført 50 Hz AC for **tørre** grenseflater av XLPE- og PMMA-prøver ved å benytte samme *lave* trykk (**9,5 bar**) og lik påført overflateruhet (**500 g**).

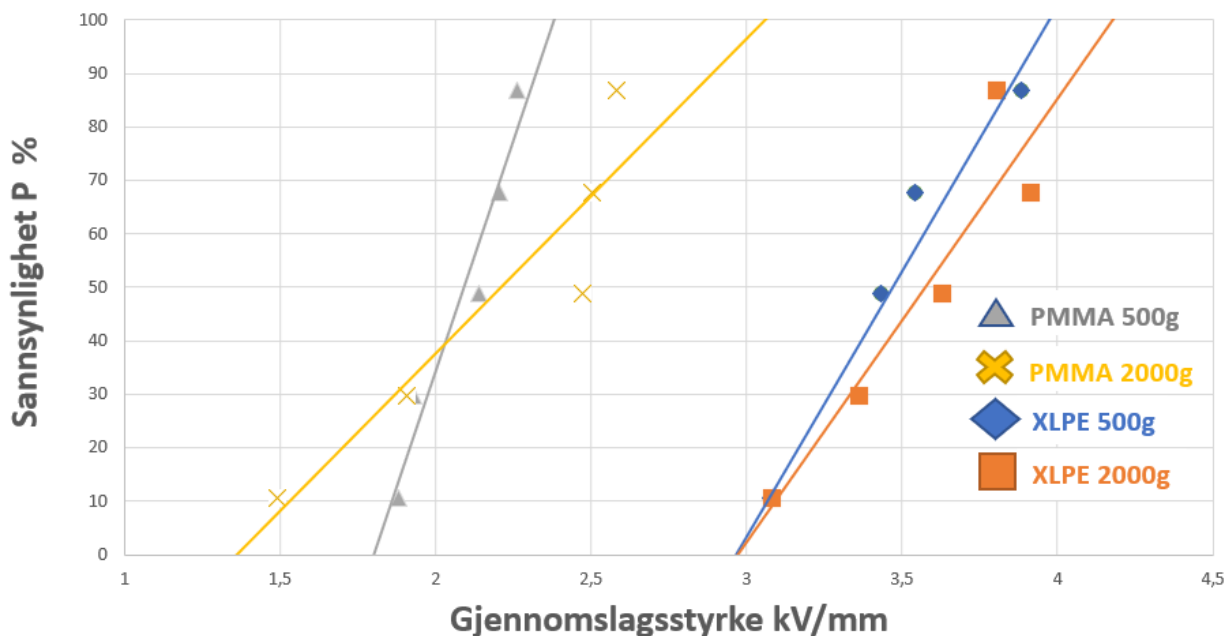


Figur 4.5: Målte verdier for karakterisering av nedbrytningsstyrken til grenseflatene for isolasjonsmaterialene ved å observere påbegynnende partielle utladninger (PDIV) og gjennomslagsstyrke (BDS) med påført 50 Hz AC for **tørre** grenseflater av XLPE- og PMMA-prøver ved å benytte samme *høye* trykk (**15,2 bar**) og lik påført overflateruhet (**500 g**).

#### 4.4 AC 50 Hz – Gjennomslag for materialer med tilført vann på grenseflatene

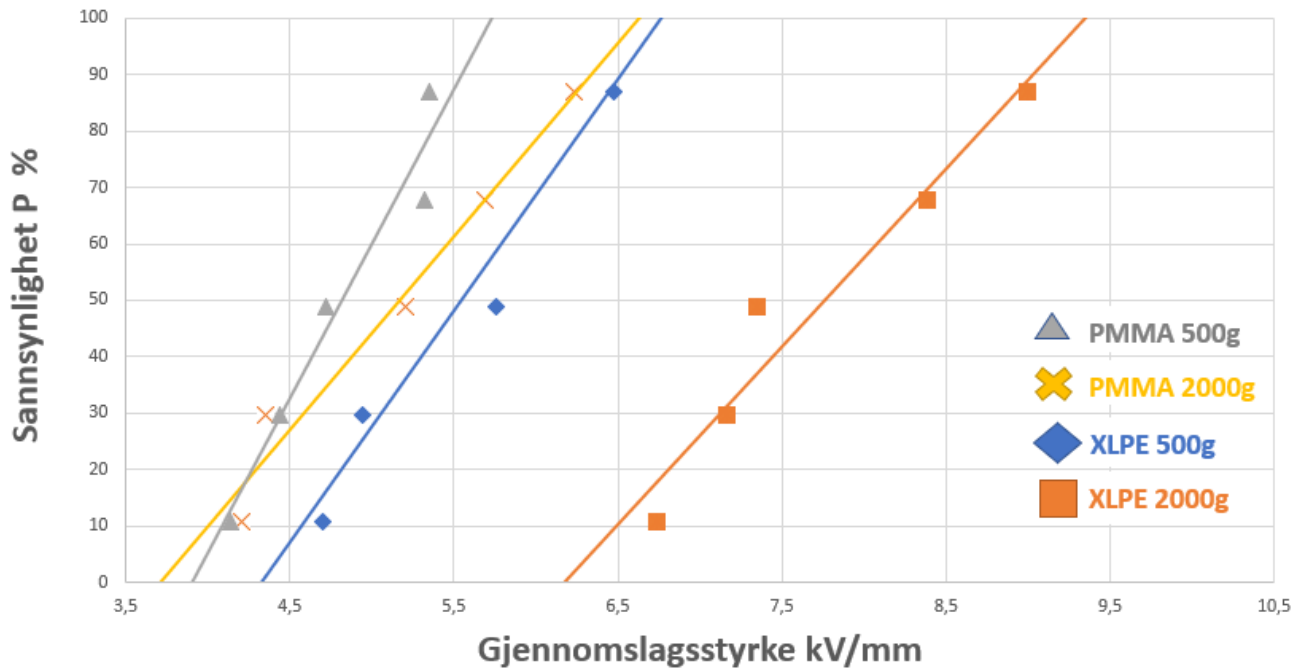


Figur 4.6: Grafisk presentasjon av den elektriske holdfastheten langs polymeriske grenseflater for karakterisering av nedbrytningsstyrken ved gjennomslag i grenseflatene, med påtrykt 50 Hz AC mellom **våte** XLPE- og PMMA-materialer ved påføring av samme *lave* trykk (**9,5 bar**) og varierende overflateruhet (**500 g** og **2000 g**) [2].

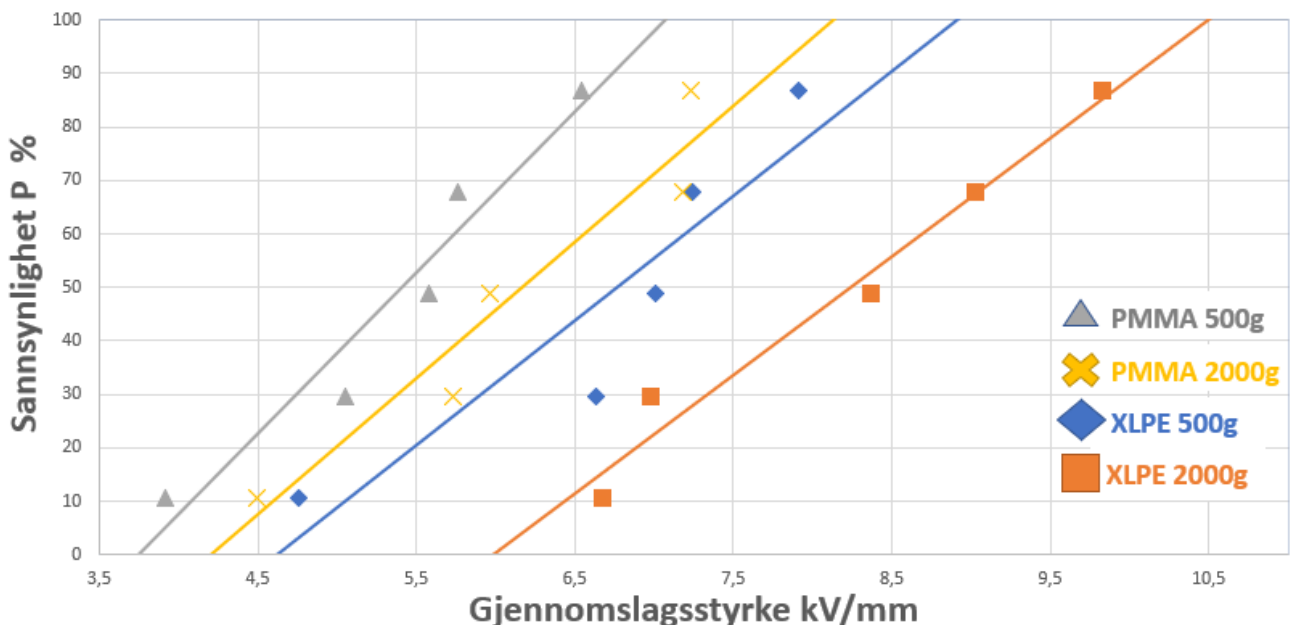


Figur 4.7: Grafisk presentasjon av den elektriske holdfastheten langs polymeriske grenseflater for karakterisering av nedbrytningsstyrken ved gjennomslag i grenseflatene, med påtrykt 50 Hz AC mellom **våte** XLPE- og PMMA-materialer ved påføring av samme *høye* trykk (**15,2 bar**) og varierende overflateruhet (**500 g** og **2000 g**) [2].

#### 4.5 VLF – Gjennomslag for materialer med tilført vann på grenseflatene

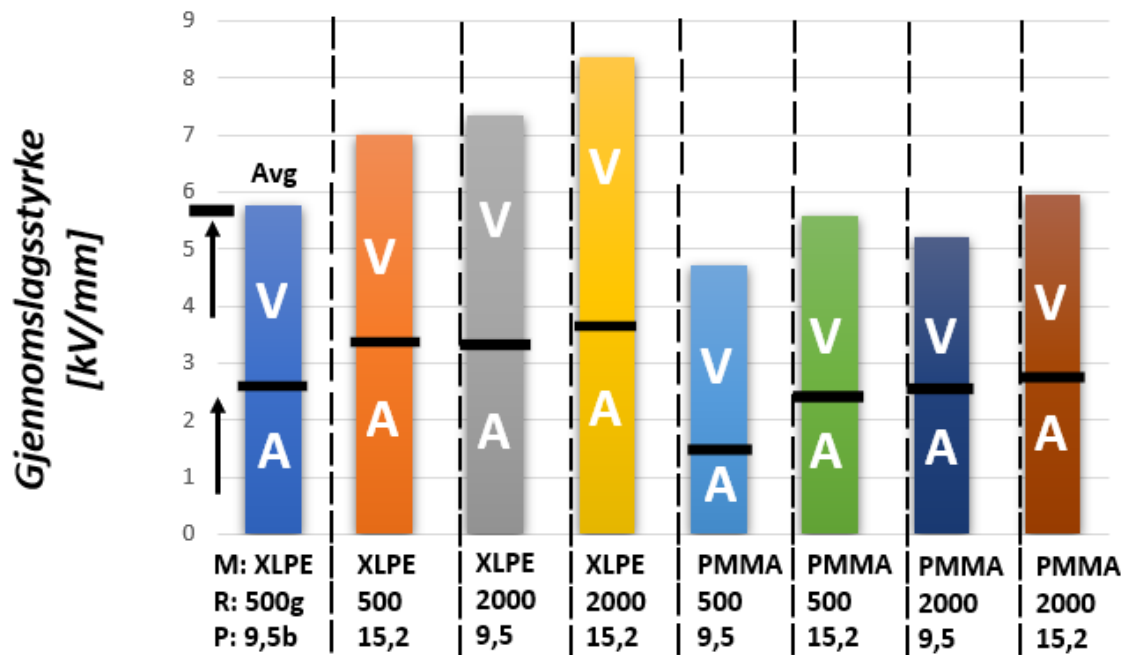


Figur 4.8: Grafisk presentasjon av den elektriske holdfastheten langs polymeriske grenseflater for karakterisering av nedbrytningsstyrken ved gjennomslag i grenseflatene, med påtrykt DC-spenning referert til som VLF (0,002 Hz) mellom **våte** XLPE- og PMMA-materialer ved påføring av samme **lave trykk (9,5 bar)** og varierende overflateruhet (**500 g** og **2000 g**) [2].



Figur 4.9: Grafisk presentasjon av den elektriske holdfastheten langs polymeriske grenseflater for karakterisering av nedbrytningsstyrken ved gjennomslag i grenseflatene, med påtrykt DC-spenning referert til som VLF (0,002 Hz) mellom **våte** XLPE- og PMMA-materialer ved påføring av samme **høye trykk (15,2 bar)** og varierende overflateruhet (**500 g** og **2000 g**) [2].

## 4.6 Sammenligning av VLF og AC 50 Hz



Figur 4.10: Sammendrag av gjennomsnittlige verdier for gjennomslagsspenning som representerer den elektriske holdfastheten langs polymer-grenseflater ved påtrykt 50 Hz og VLF AC-gjennomslagsstyrke-verdier, målt ved bruk av isolasjonsmaterialer med våte grenseflater. "A" indikerer gjennomsnittsverdiene for AC 50 Hz *våte* tester, og "V" indikerer gjennomsnittlig nedbrytningsstyrkeverdier når VLF påføres de *våte* grenseflatene, med hensyn på parameterne overflateruhet (**R**), påført varierende mekanisk trykk (**P**) og forskjellene mellom isolasjonsmaterialer (**M**) som er testet for nedbrytning ved trinnvis spenningsøkning til det oppstår gjennomslag i grenseflatene [2].

## 5 Diskusjon

De resulterende gjennomsnittlige nedbrytningsstyrkeverdiene for testing av gjennomslagsspenning ved påtrykt 50 Hz AC for *tørre* XLPE-grenseflater, bekrefter resultatene av tidligere funn som påviser *økt* tåleevne ved *finere* ruhetsgrad (2000 g) der sandpapir med flere korn (g) er brukt til å pusse ned grenseflatene. Grenseflatene blir også *mer* komprimert ved å påføre *høyere* mekanisk trykk som er med på å *øke* holdfastheten til materialene, gjennomgått av blant annet forskning presentert av litteraturstudier på området, henvist til av kapittel 2.9. Det er ikke funnet noe tidligere forskning på samme effekten ved grenseflatednbrytning spesifikt for PMMA-prøver, men tendensen påviser at hardere materialer som ligner på PMMA, viser til betraktelig *lavere* gjennomslagsspenning, sammenlignet med tester gjennomført av mykere materialer som for eksempel XLPE.

Nedbrytningsverdiene ved påtrykt AC 50 Hz for *våte* XLPE-prøver er funnet til å være omtrentlig 80 % lavere enn for sammenlignbare typer *tørre* prøver for XLPE. Dette er en observasjon i meget god overensstemmelse med tidligere funn (se fig. 8.6 i [14]) og i tråd med antakelse om *lavere* gjennomsnittlig gjennomslagsspenning i tilfeller av kontaktområder koblet i serie med vannfylte grenseflatehulrom, sammenlignet med *tørre* prøver med *luft* i grenseflatehulrommene [2].

Påviste resultater fra testing av *våte* XLPE-prøver under påtrykt VLF, viser til om lag 20 % *høyere* nedbrytningsstyrke enn de av hardere/ stivere PMMA materiale. I tillegg viste nedbrytningsstyrken til XLPE-grenseflater å være mest følsomme for variasjoner i overflateruhet og grenseflatestrykk. Dette er i samsvar med ligning (2.6) som er basert på tribologiske prinsipper, som påviser at gjennomsnittlige relative dimensjoner av kontaktområdene ( $A_{re}$ ) forventes å øke omvendt proporsjonalt med materialhardhet (høyere verdi for hardhet, gir høyere verdier av elastisitetsmodul  $E'$ , som igjen reduserer kontaktområdene ( $A_{re}$ )) [2].

De observerte verdiene ved påtrykt AC 50 Hz på *våte* grenseflater til gjennomslag av XLPE-isolerte prøver, viste under alle undersøkte tilfeller ca. 20 – 30 % *høyere* spenningstoleranse enn PMMA. Et slikt avvik er sannsynligvis forårsaket ved at de langsgående elektriske sammenbrudds styrkeverdiene til et grensesnitt, avhenger av flere andre ukjente faktorer. Resultatene oppnådd her, indikerer en sterk korrelasjon mellom AC-sammenbrudds styrke og den effektive totale grensesnitt-kontaktflaten diskutert blant annet i forskningsartikkel [2].

De 2 – 3 ganger *høyere* nedbrytnings styrkeverdiene fra de eksperimentelle undersøkelsene gjennomført for masteroppgaven med VLF-spenninger for *våte* grenseflater sammenlignet med 50 Hz, er sannsynligvis forårsaket av frekvensavhengig elektrisk feltfordeling og økt sannsynlighet for raskere aldring ved høyfrekvente tester. Ved påført VLF er begynnende partielle utladningsspenninger (PDIV) og antall PD'er per tidsenhet sannsynligvis 100 – 500 ganger *lavere* enn ved 50 Hz, noe som resulterer i *lav* hastighet for dannelse av elektriske trær i isolasjonsmaterialene. Den samlede effekten av dette er at under anvendelse av VLF-spenninger, oppstår sammenbrudd av grenseflatene ved *høyere* spenning eller etter *lengre* tids testing [2], [28].

Disse observasjonene stemmer godt overens med diskusjonsdelen i referanse [29], som konkluderer med at overflate-ladninger har *mer* tid til å bryte ned grenseflatene ved påført VLF på materialene, og bidrar dermed ikke like sterkt til det lokale elektriske feltet ved polaritets-reversering i motsetning til ved påført 50 Hz. Påført VLF er dermed med på å *øke* spenningsverdiene til grenseflatens PDIV og bedrer holdfastheten til materialet [2].

De målte verdiene av elastisitetsmodulen  $E$ , indikerer at PMMA er omtrent 3 – 4 ganger "hardere" enn XLPE-prøver tatt ut fra kabelisolasjon. Elastisitetsverdier oppnådd for PMMA under resultatkapittel 4.1, er litt lavere enn verdiene oppgitt i litteraturen [30]. Derfor er stress-tøyningsmålingene behandlet i denne oppgaven kun brukt til sammenligning og bør ikke tas som en referanse. Andre elastisitetsmåleteknikker vil være hensiktsmessig å utføre til å løse dette avviket.

De beregnede tidskonstantene av teorikapittel 2.8, brukes som argumentasjon for at de eksperimentelle undersøkelsene i denne masteroppgaven med påført DC-spenning ikke kan karakteriseres som DC-tester. Målte tidskonstanter eller teoretisk beregnede tidskonstanter for komplett polarisering av materialene bør tas hensyn til om man har som mål å få DC-resultater. Frekvensberegning gjennomført av teorikapittel 2.7, understreker frekvensen over grenseflatene under påtrykt DC og argumentasjoner for frekvensen påført under VLF-testene, ved bruk av den trinnvise spenningsøkningen benyttet i oppgaven som er på 1 kV/sek for de eksperimentelle undersøkelsene. Disse argumentasjonene støtter opp ved konkludering om at grenseflatene er påvirket av veldig lavfrekvent AC (VLF) i masteroppgaven under den påtrykte DC-spenningen over testmodellen.

Ruhetsmålinger av isolasjonsmaterialene som brukes til de eksperimentelle undersøkelsene, gir verdifullt innblikk i forskjellene til toppene av ujevnheter og hulrommene lokalisert i grenseflatene. Bilder og tabeller fremstilt av målingene viser tydelig at det er *høy* grad av overflateruhet til grenseflatene ved sliping med det *grovere* 500 g sandpapiret, sammenlignet med det *finere* sandpapiret på 2000 g som består av flere sandkorn (g). Illustrasjoner fra grundige analyser utført av ruhetsmålinger fra isolasjonsmaterialene, er presentert av henholdsvis figur 2.4 - 2.5 fra teoridel 2.3 og figur 4.2 - 4.3 av resultatkapittel 4.2. Figurene og tilhørende beskrivelser viser forskjellene på hulromstoppene og hvordan flatene er betraktelig *finere* nedpusset ved bruk av 2000 g enn ved 500 g sandpapir.

De resulterende *S-parameterne* gitt av tabell 5 fra resultatdel 4.2, gjenspeiler at den *høyeste* grad av glatthet til en polymerisk grenseflate er oppnådd ved sliping med et 2000 g sandpapir. Dette begrunnes i all hovedsak med at grovere grenseflater gir *høyere* verdi for  $S$ , som igjen *reduserer* arealet til kontaktområdene uttrykt av  $A_{re}$ .



## 6 Konklusjon

Basert på de presenterte resultatene kan det konkluderes med at:

- Utviklingen av partielle utladninger ved AC 50 Hz forsøk med *tørre* grenseflater viser at tennspenning (PDIV) ligger omtrentlig 30 – 35 % *lavere* for PMMA enn for XLPE-materialene og er med på å styrke teorien om *høyere* holdfasthet for mykere isolasjonsmaterialer. Utladningene fortsetter frem til gjennomslag i grenseflatene som viser til verdier som er rundt 40 % *høyere* for XLPE-materialene enn PMMA for alle eksperimentene, ved bruk av samme ruhet (500 g) og varierende påført vertikalt trykk (9,5 b og 15,2 b) på grenseflatene.
- Den elektriske holdfastheten til de polymeriske grenseflatene ved påført AC 50 Hz til *vått* gressnitt, øker sterkt med *økende* dimensjoner av kontaktrykk påført grenseflatene innenfor distribuerte områder av overflatekontaktpunkter. De *økende* dimensjonene av kontaktpunkt oppstår som følger av *høyere* mekanisk trykk påført grenseflatene og- eller bruken av *finere* sandpapir med flere korn (g).
- Nedbrytningsverdiene ved påført AC 50 Hz for *våte* XLPE-prøver ble funnet til å være omtrent 80 % *lavere* enn for sammenlignbare typer *tørre* prøver for XLPE. Dette er i tråd med antakelser om *lavere* gjennomslagsspenning i tilfeller av kontaktområder koblet i serie med vannfylte grenseflatehulrom, sammenlignet med *tørre* prøver som antas å bare inneholde *luft* i grenseflatehulrommene.
- Det er påvist 2 - 3 ganger *høyere* nedbrytningsstyrkeverdier for alle VLF-testene sammenlignet med AC 50 Hz under *våte* grenseflatetester. Ved VLF-testing er *høyere* nedbrytningsstyrke forventet på grunn av den langsomme hastigheten på elektrisk tre-dannelse i grenseflatene ved *lave* spenningsfrekvenser, siden nedbrytningshastigheten er *lavere* enn i tester ved 50 Hz spenninger. Dette er verifisert under eksperimentelle undersøkelser på elkraftlaben til NTNU, sammendrag er laget og presentert i henhold til figur 4.10.
- De målte elastisitetsmodulus-verdiene  $E$ , viser at PMMA er omtrent 3 - 4 ganger *stivere* enn XLPE og ved alle de eksperimentelle undersøkelsene viser XLPE *høyere* nedbrytningsstyrke enn de *stivere* PMMA-prøvene.
- Ruhetsmålingene presentert av figurer og ved *S-parametre* gjengitt av tabeller, påviser at *høyeste* grad av glatthet oppnås ved sliping med 2000 g sandpapir sammenlignet med pussing av 500 g. Grovere grenseflater gir *høyere* verdi for  $S$ , som er med på å redusere arealet til kontaktområdene ( $A_{re}$ ) og gir dermed *lavere* gjennomslagsspenning (UBD) enn ved pussing med fint sandpapir (2000 g) som gir *lavere S-verdier*.

### **Forslag til videre arbeid:**

Det er mange moment som spiller inn på forsøkene og mulighetene til å påvirke isolasjonsmaterialene sine grenseflater ved flere ulike typer eksperimenter er mange. Ved å blant annet redusere antall forsøk og ta hensyn til lengre tidskonstanter ved å måle nøyaktig polariseringstid som argumentert for, ville dette vært en naturlig videreføring for å få akseptable DC-resultater ved bruk av de samme parameterne som er gjennomført for denne masteroppgaven.

De innledende PD-eksperimentene ble utført ved bruk av XLPE 500g og PMMA 500g prøver satt sammen under *tørre* forhold med samme *lave* trykk (9,5b). For å sikre en grundigere undersøkelse av effekten til vann- og oljeinntrengning i høyspenningskomponentene, vil PD-startfeltmålinger av vann og olje påført grenseflatene til prøver med ulike overflateruheter, være en naturlig videreføring av testene.

Det finnes mange instrumenter for å kunne måle elastisitetsskarakteristikkene til isolasjonsmaterialer. Ved å benytte seg av blant annet mikrohardhetstester kan man få ned avviket på målingene fra oppgaven og kunne få verdier i samme område som litteraturverdiene. Dette vil være nyttig for å tolke resultatene i lys av eksisterende forskning og bidra til *bedre* sammenligningsgrunnlag for diskusjoner rundt elastisitetspåvirkningen til grenseflater i isolasjonsmaterialer ved nedbrytningstester.

Ved å benytte seg av dataprogrammer som blant annet COMSOL til å konstruere datamodeller av feltfordelingene, vil dette kunne gi større innsikt i hvordan de elektriske fenomenene utbrer seg langs grenseflatene. Både 2D og 3D-modeller er forslag for å analysere hvordan de elektriske feltene utbrer seg ved både AC, DC og VLF-gjennomslagstester av polymeriske grenseflater.

## 7 Referanser

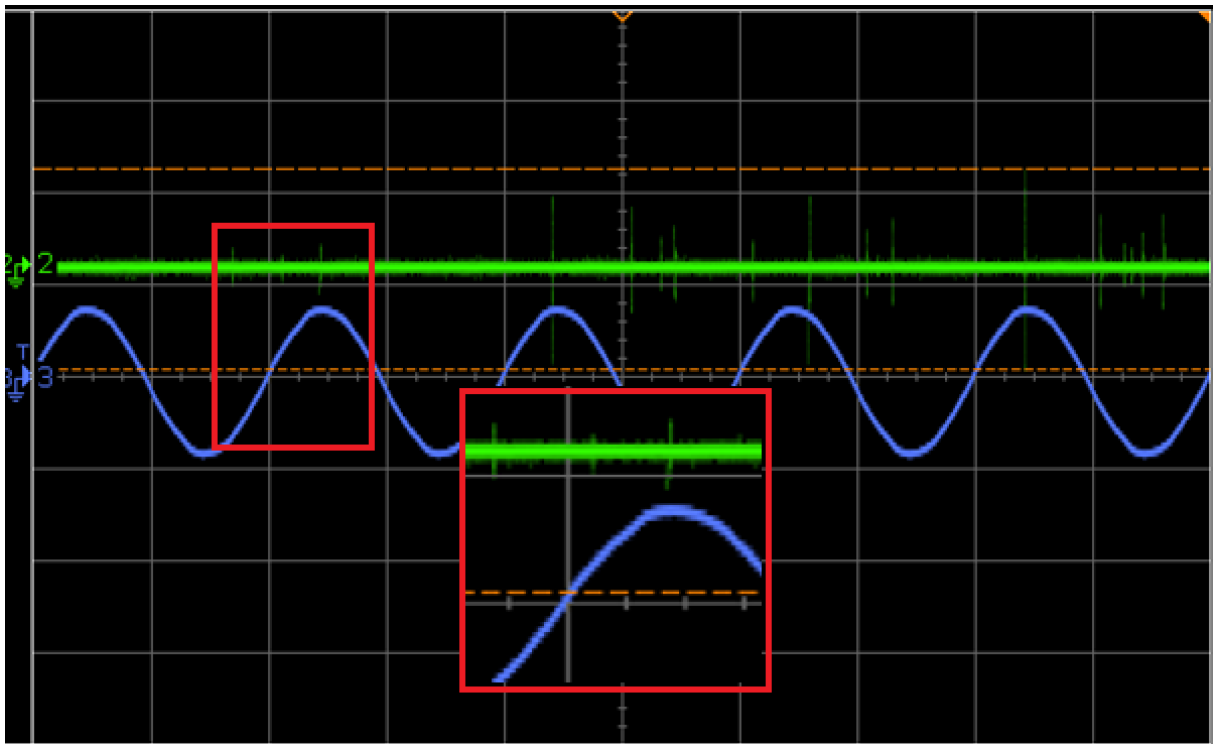
- [1] Roger Dale, "Holdfasthet til grenseflater mellom to solide isolasjonsmaterialer ved påtrykt AC og DC spenning", TET5500 Elkraftteknikk – fordypningsprosjekt (Høst 2021), Trondheim, 12.Desember, 2021.
- [2] Erling Ildstad, Emre Kantar and Roger Dale, "Longitudinal Breakdown Strength of Wet-mate Solid-Solid Interfaces at VLF and 50 Hz AC voltages", Research paper for the "27<sup>th</sup> Nordic Insulation Symposium on Materials, Components and Diagnostics", Trondheim, June 13-15, 2022.
- [3] E. Kantar, S. Hvidsten, F. Mauserth, and E. Ildstad, "Longitudinal AC Breakdown Voltage of XLPE-XLPE Interfaces Considering Surface Roughness and Pressure," IEEE Trans. Dielectric. Electr. Insul., vol. 24, no. 5, pp. 3047–3054, 2017.
- [4] Hasheminezhad, S.M., "Breakdown strength of solid solid interfaces", PowerTech, 2011 IEEE Trondheim, vol., no., pp.17, 19-23 June 2011.
- [5] E.Kantar and E.Ildstad, "Modeling longitudinal breakdown strength of solid solid interfaces using contact theory", at 2016 IEEE Int. Conf. on Dielec. (ICD), vol. 1, July 2016, pp. 398–401.
- [6] E. Lemke, "Analysis of the Partial Discharge Charge Transfer in Extruded Power Cables", IEEE Electrical Insulation Magazine, 2013, Vol. 29, No. 1, p. 24 – 28.
- [7] S.Gutiérrez, I.Sancho, L.Fontan and J.De Nó, "Effect of protrusions in HVDC Cables", article in IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2012, Vol.19, no., pp. 1774-1781, October 2012.
- [8] J. A. Greenwood, J. B. P. Williamson, and F. P. Bowden, "Contact of nominally flat surfaces", Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci., vol. 295, no. 1442, pp. 300–319, Dec. 1966, doi: 10.1098/rspa.1966.0242.
- [9] B. Bhushan, "Contact mechanics of rough surfaces in tribology: multiple asperity contact", Tribol. Lett., vol. 4, no. 1, pp. 1–35, Jan. 1998, doi: 10.1023/A:1019186601445.
- [10] M. Hasheminezhad and E.Ildstad, "Application of contact analysis on evaluation of breakdown strength and PD inception field strength of solid-solid interfaces", IEEE transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol.19, no.1, pp.1-7, February 2012.
- [11] ISO 25178-2, "Geometrical Product Specifications (GPS)–Surface Texture: Areal–Part 2: Terms, Definitions and Surface Texture Parameters", Int. Org. for Standard., 2012
- [12] ANSI, "Surface Texture Symbols", Y14.36. The American Society Mech. Eng., 1996.
- [13] D. Askeland, P. Fulay, and W. Wright, "The Science and Engineering of Materials", 6th Edition. Nelson Education, 2011, pp. 211–213.
- [14] E.Kantar, "Longitudinal AC Electrical Breakdown Strength of Polymer Interfaces", Experimental and theoretical examination of solid-solid interfaces considering elasticity, surface roughness and contact pressure – Thesis for the Degree of Philosophiae Doctor, NTNU Trondheim, June 2019.
- [15] Design and Technology Online. "Young's Modulus". [Online]. Available: <http://wiki.dtonline.org/index.php/Youngs-Modulus>

- [16] Donald R. Askeland, Pradeep P. Phulé, "The science and engineering of materials (5th ed.)". Akademika, Cengage Learning, 2006.
- [17] Hossein Ghorbani, "Characterization of conduction and polarization properties of HVDC cable XLPE insulation materials", Licentiate thesis, Stockholm – Sweden, 2016.
- [18] E. Ildstad, "TET4160 Insulating materials for high voltage applications", NTNU - Department of Electric Power Engineering, Digital compendium, august 2020.
- [19] Lemke, E. et al. (2008). Guide for Partial Discharge measurement in compliance to IEC 60270 Working group D1.33 Cigré
- [20] B. X. Du and L. Gu, "Effects of Interfacial Pressure on Tracking Failure between XLPE and Silicon Rubber", IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul., vol. 17, pp. 1922–1930, 2010.
- [21] B. Zhu, Z. Jia, H. Hu, X. Ouyang and X. Wang, "Relationship Between the Interfacial Ramped DC Breakdown Voltage and the Morphology of the XLPE/SiR Interface," IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul., vol. 26, no. 3, pp. 689–696, 2019.
- [22] D. Panagiotopoulos, "AC electrical breakdown strength of solid solid interfaces," Master's thesis, Delft University of Technology and Norwegian University of Science and Technology, October 2015.
- [23] Brugg Cables Academy, "Technical User Guide of High-Voltage XLPE Cable Systems", lastet ned: 20.03/22.
- [24] A. C. D20.10, "Standard test methods for flexural properties of unreinforced and reinforced plastics and electrical insulating materials D790–17." American Society for testing of materials, 2007.
- [25] Laminated Plastics, "Technical data sheet for Plexiglass (PMMA)", lasted ned: 02.03/22.
- [26] Ole André Hammerøy, "DC tangential electrical breakdown strength of silicon rubber interfaces under dry, wet and oily conditions", NTNU – Electrical Power Engineering, Master Thesis, spring 2016.
- [27] Polymerdatabase.com, "Typical poisson's ratios of polymers at room temperature", lastet ned: 03.02/22.
- [28] E. Ildstad, "Electrical properties of insulating materials under VLF voltage", e-cigre, vol. WG D1.48, no. ELT\_302\_6, Jan. 02, 2019. Accessed: Apr. 07, 2022. [Online]. Available: [https://e-cigre.org/publication/ELT\\_302\\_6-electrical-properties-of-insulating-materials-under-vlf-voltage](https://e-cigre.org/publication/ELT_302_6-electrical-properties-of-insulating-materials-under-vlf-voltage)
- [29] E. Kantar, E. Eberg, and S. Hvidsten, "Effects of Frequency and Temperature on Partial Discharge Characterization of Stator Windings", in 2020 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP), Oct. 2020, pp. 369–373. doi: 10.1109/CEIDP49254.2020.9437438.
- [30] Material Property Database - PMMA, <https://www.mit.edu/~6.777/matprops/pmma.htm>, lastet ned: 03.02/22.
- [31] Espen Olsen, Spyros Karamitsos, Andre Canelhas, "Low Frequency AC transmission on large scale offshore wind power plants – Achieving the best from both worlds?", Conference Paper, September 2014.
- [32] <https://www.ntnu.edu/nordis21>, "27<sup>th</sup> Nordic Insulation Symposium on Materials, Components and Diagnostics", 13-15 juni 2022, bilde lastet ned: 01.06/22.

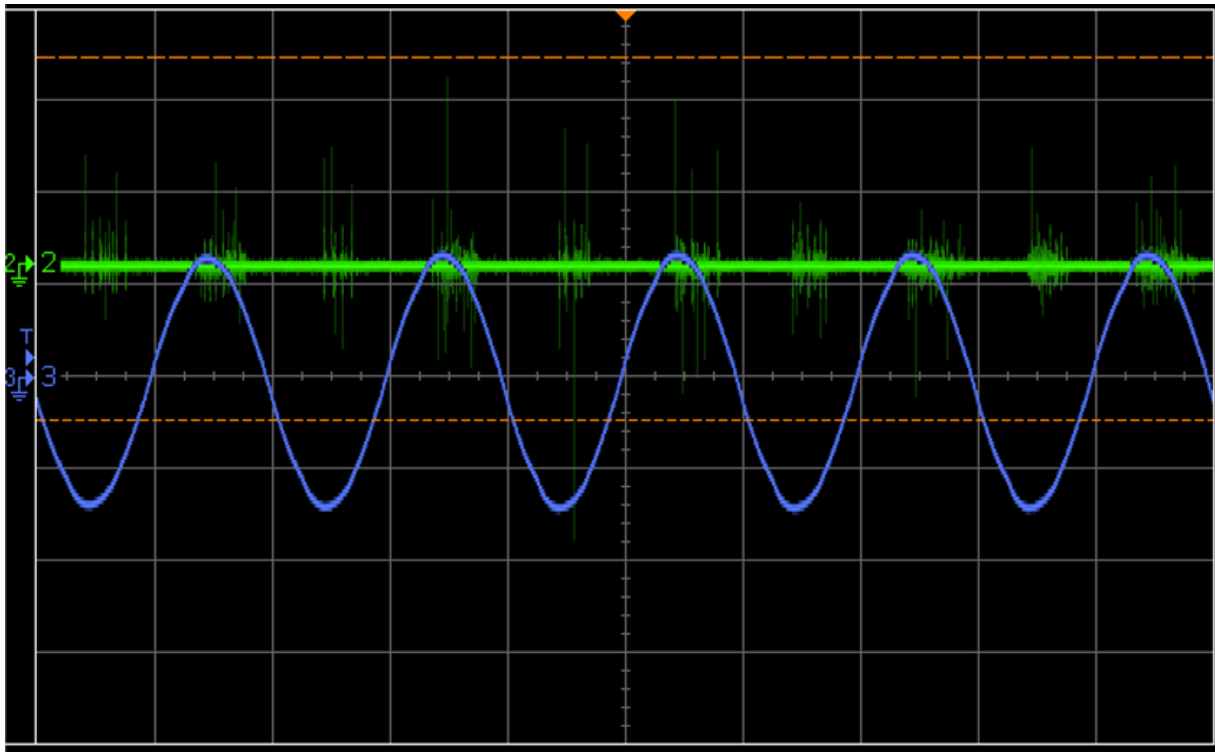
# A Vedlegg

## A.1 PD-testing perioder før gjennomslag

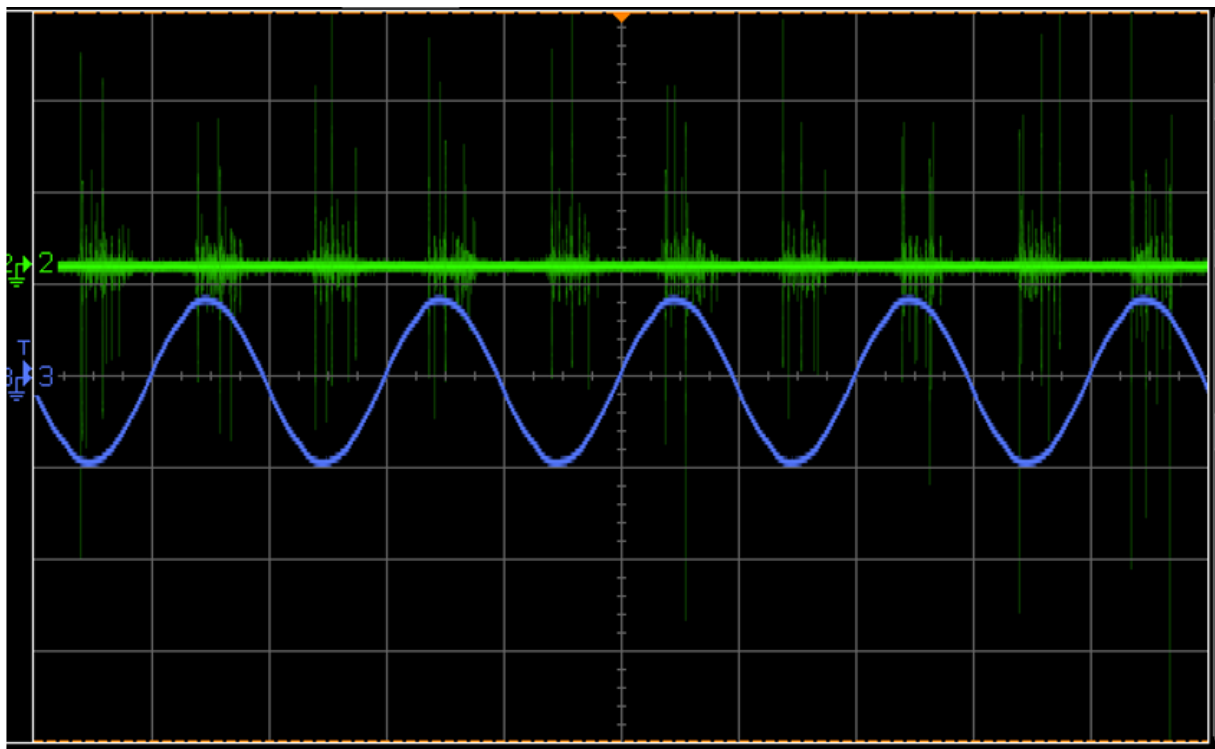
Visuell observasjon av partielle utladninger i måleserie 6 for XLPE|XLPE ved påtrykt 50 Hz AC for *tørre* grenseflater ved hjelp av oscilloscope i lab på celledelt hall-NTNU. Totalt observert anslagsvis 21 perioder før gjennomslag i grenseflatene til materialene. Fremgangsmetode diskutert av teoridel 2.6 og metodekapittel 3.2. Skjermbildene er tatt når støy fra PD-utvikling i grenseflatene overstiger bakgrunnsstøy fra strømmettet, karakterisert av "toppene" som gradvis blir større til gjennomslag, som diskutert av figur 2.9 og testet i eksperimentelle undersøkelser på lab, figur A.1 – A.5.



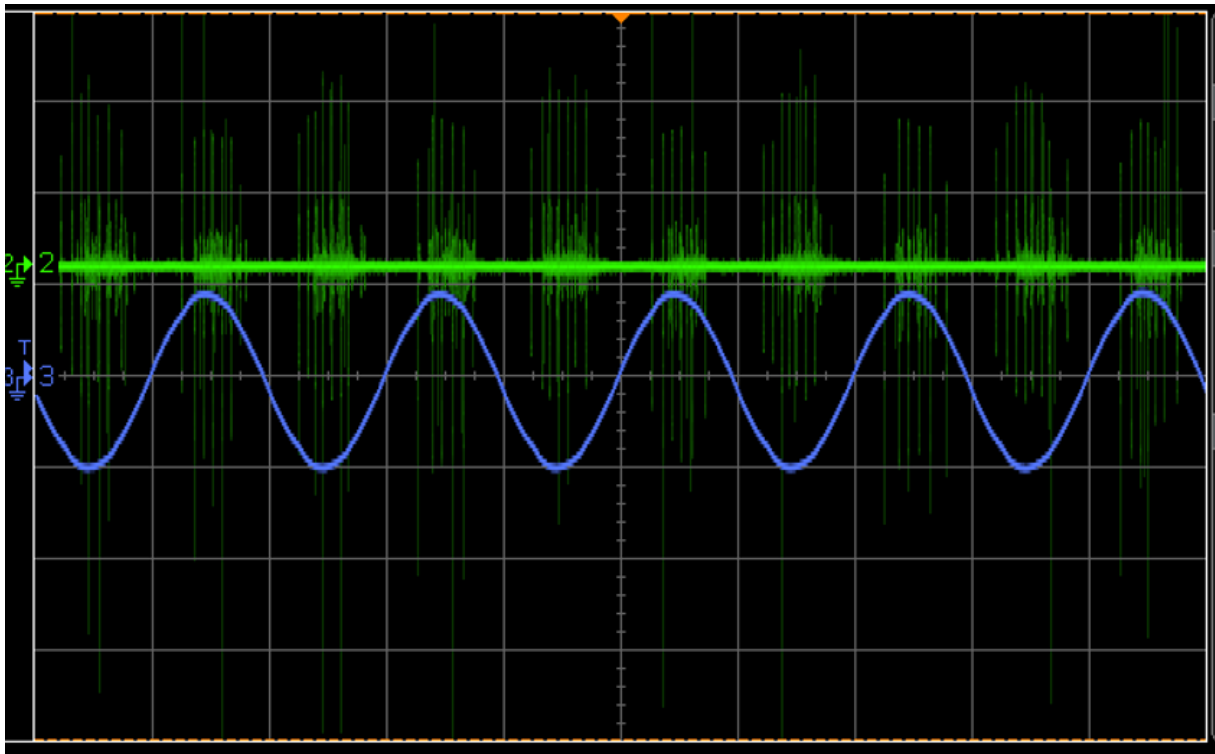
Figur A.1: Skjermbilde 1. Bilde tatt 1 periode før PD-utvikling og med 4 perioder der PD gradvis utvikler seg i XLPE-materialets grenseflater med visuelt observert PDIE = 3,28 kV/mm og gjennomslag illustrert av figur A.5 ved UBD = 6,9225 kV/mm.



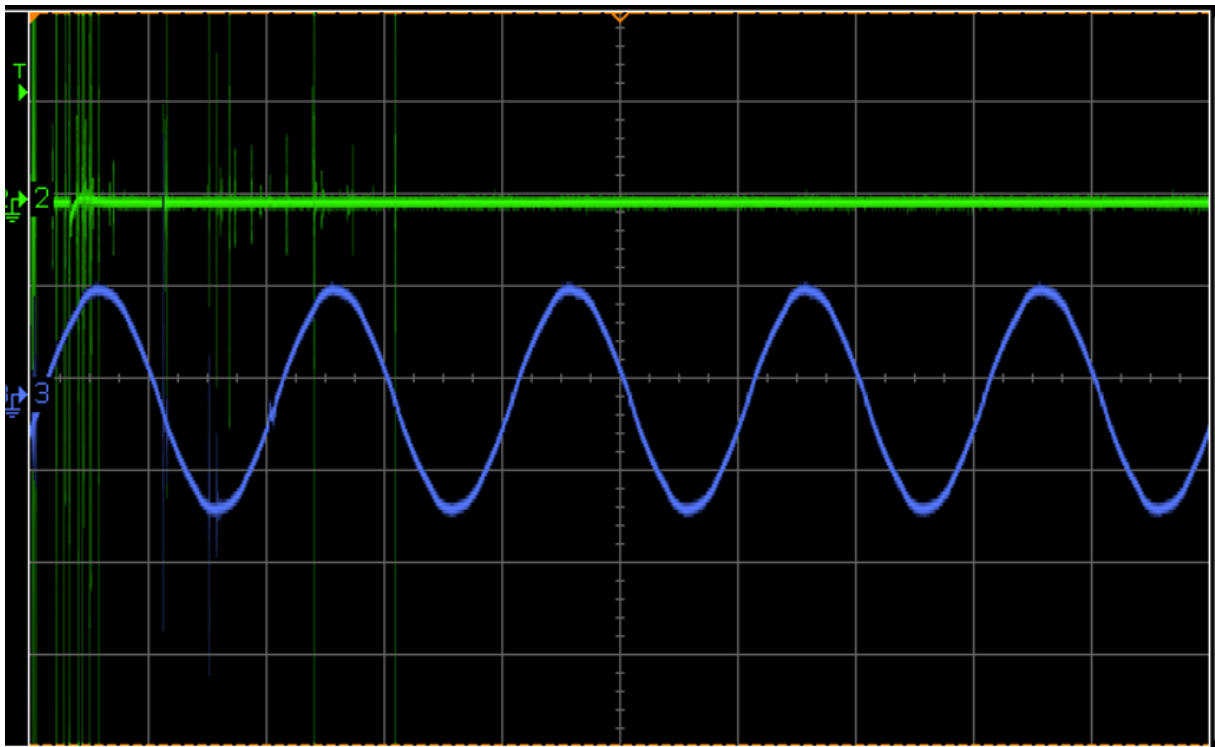
Figur A.2: Skjerm bilde 2, 5-9 periode med PD-utvikling.



Figur A.3: Skjerm bilde 3, 10-14 periode med PD-utvikling.



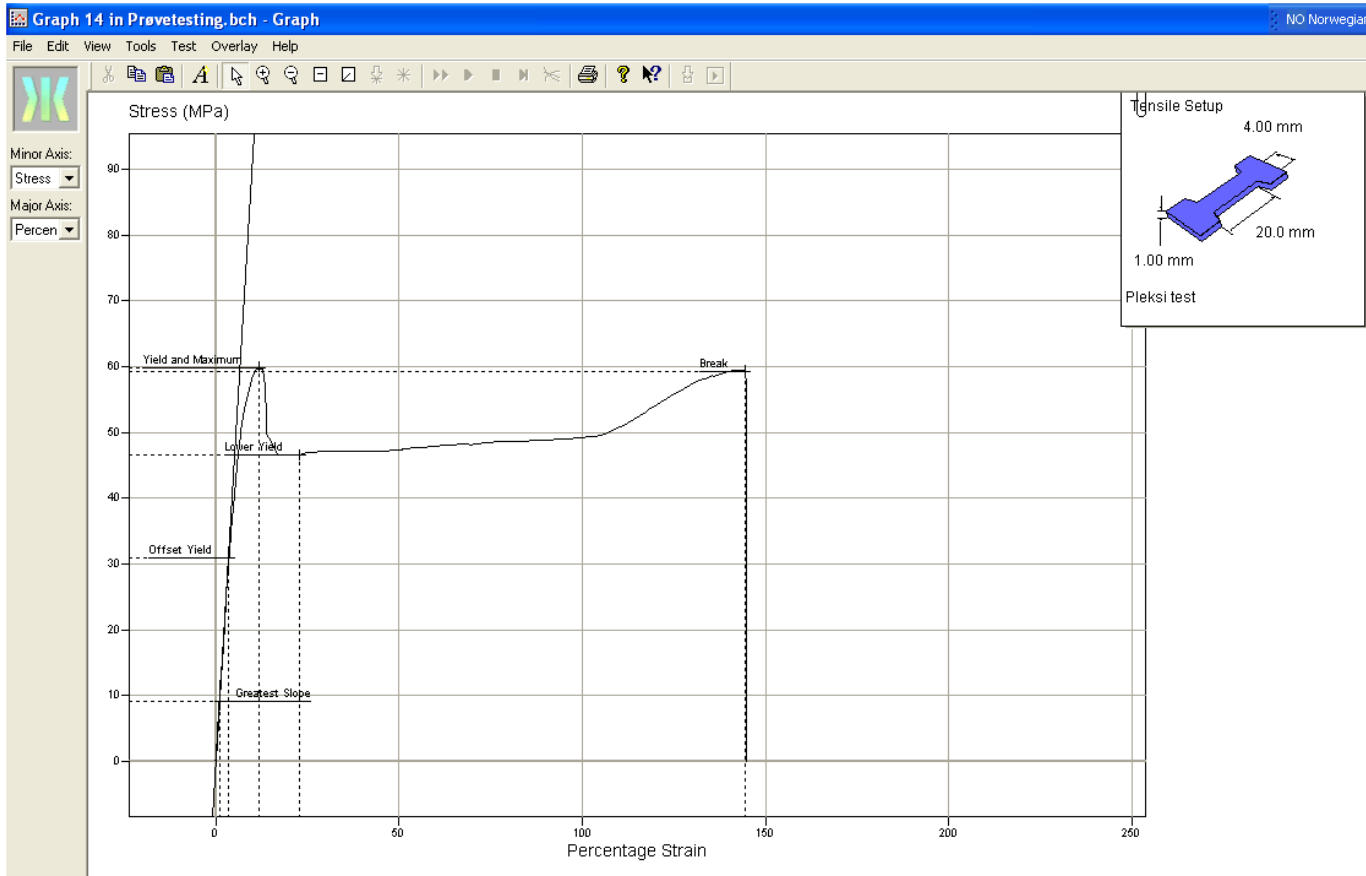
Figur A.4: Skjerm bilde 4, 15-19 periode med PD-utvikling.



Figur A.5: Skjerm bilde 5, 20-21 periode med PD-utvikling til gjennomslag. Visuelt observert ca. 21 perioder fra tennspenning (PDIV) gjennom perioden med PD-utvikling (PDIE) frem til gjennomslag (UBD) for en måleserie utført med grenseflater fra XLPE isolasjonsmaterialer montert mot hverandre.

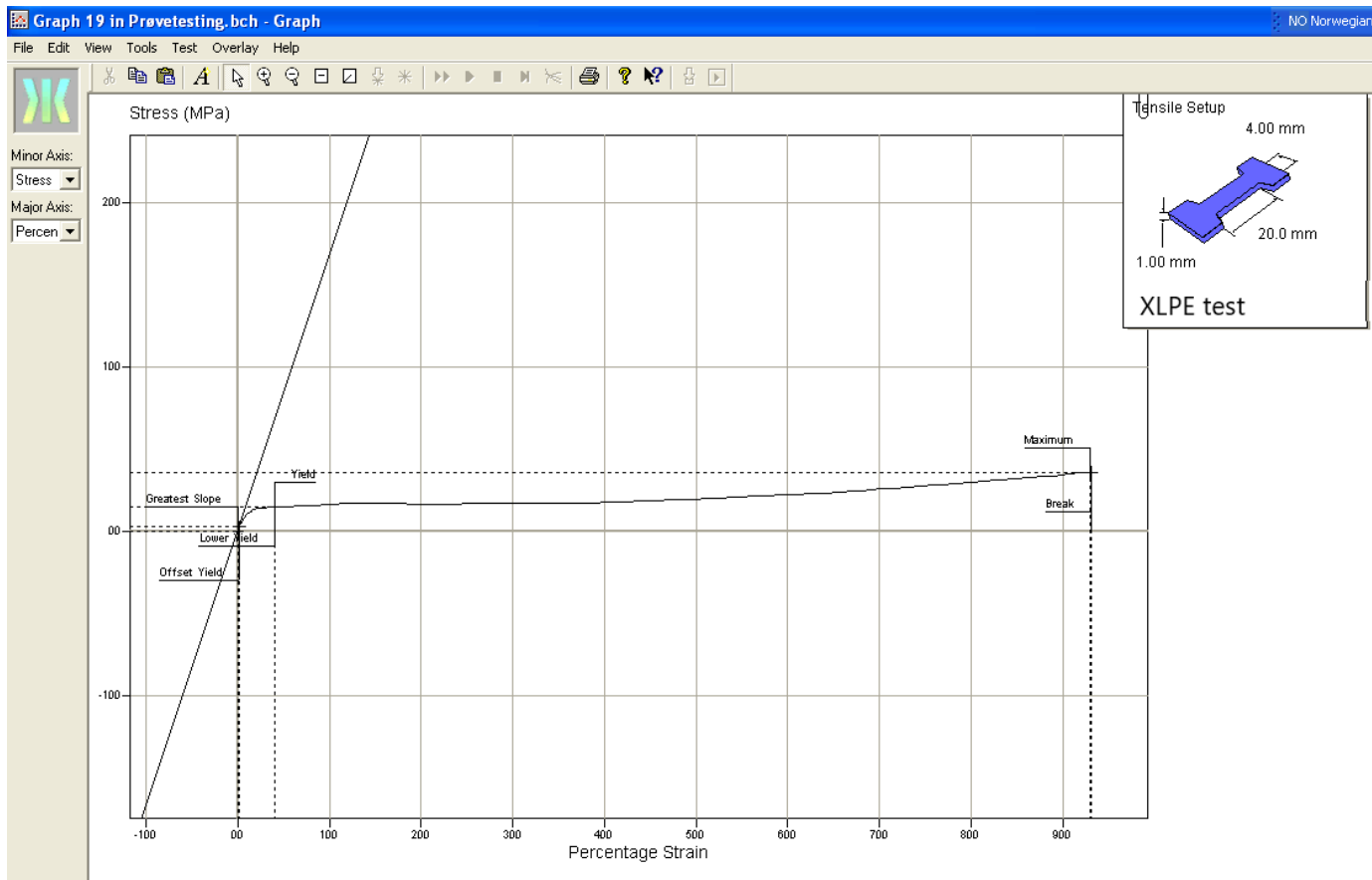
## A.2 Strekktesting XLPE og PMMA med Lloyd R5K

Stress vs strain. Bilder fra dataprogrammet knyttet til strekkbenk-instrumentet Lloyd LR5K, som viser forskjellen på oppførselen til isolasjonsmaterialene XLPE og PMMA under strekking.



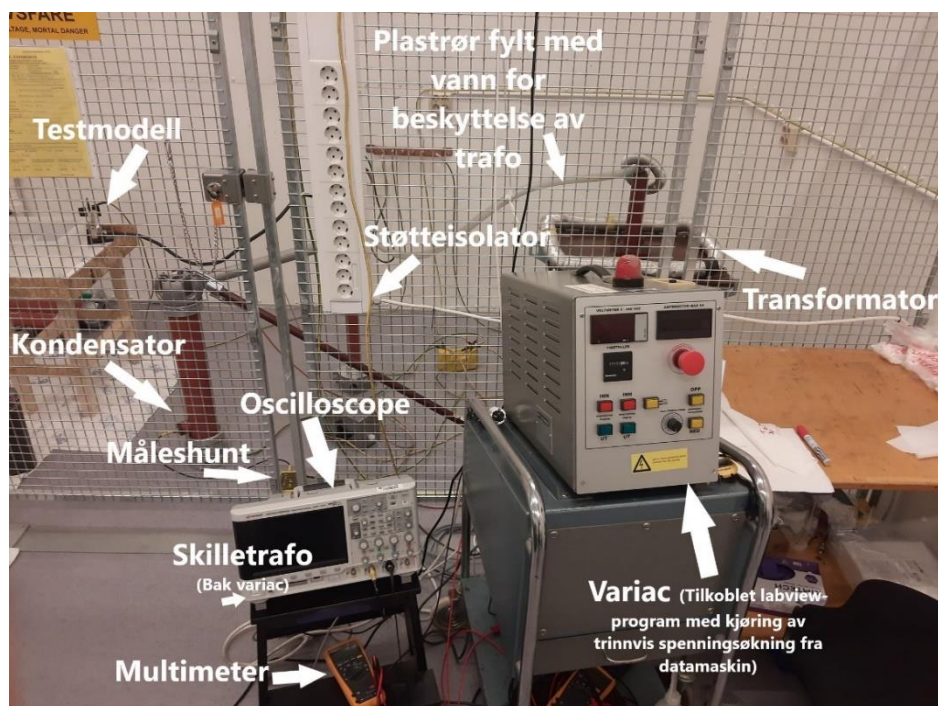
Figur A.6: Illustrasjonsbilde av PMMA-strekking fra programvaren til Lloyd LR5K brukt til strekkbenktesting.



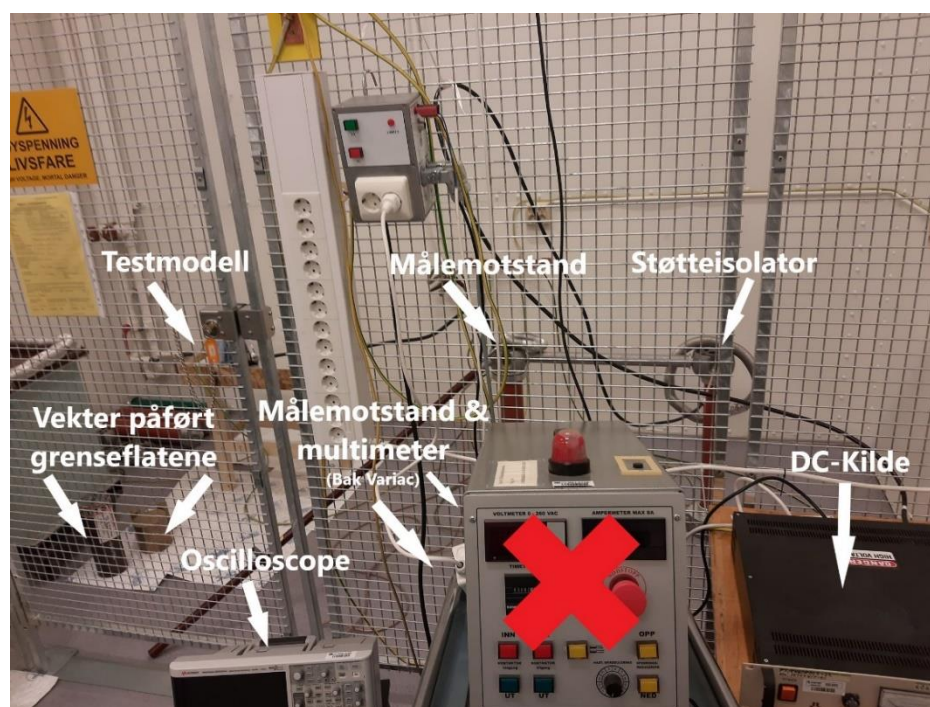


Figur A.7: Illustrasjonsbilde av XLPE-strekking fra programvaren til Lloyd LR5K brukt til strekkbenktesting.

### A.3 AC og DC (VLF) testoppsett på lab



Figur A.8: Koblingsoppsett på lab for AC 50 Hz eksperimentene.



Figur A.7: Koblingsoppsett på lab for DC (VLF) eksperimentene.

## A.4 Nord-IS 22 Grenseflate-forskningsartikkel

27th Nordic Insulation Symposium on Materials, Components and Diagnostics



Figur A.8: Illustrasjonsbilde fra NTNU – NORD-IS 22 sin hjemmeside [32].

“Nord-IS 22” symposiet er et tverrfaglig nordisk forum for åpen diskusjon av ideer, forskningsresultater og praktisk erfaring om elektrisk kraft-isolasjon. Den henvender seg til forskere og ingeniører som arbeider i forskningsinstitutter, kraftindustri og kraftforsyning og er også åpen for deltakere fra utenfor Norden.

Forskningsartikkelen som er et bidrag til “Nord-IS 22” står på neste side.

# Longitudinal Breakdown Strength of Wet-mate Solid-Solid Interfaces at VLF and 50 Hz AC voltages

Erling Ildstad and Roger Dale  
NTNU, Department of Electrical Power  
Engineering, Trondheim, Norway

Emre Kantar  
SINTEF Energy Research, Department of  
Electrical Power Technology, Trondheim,  
Norway

## Abstract

The 50 Hz AC breakdown strength of dry interfaces is known to strongly depend upon the mechanical properties, contact pressure, roughness of the surfaces, and the type of lubricant used at the interface. This paper aims to experimentally examine how these factors affect the longitudinal AC breakdown strength of interfaces assembled in water, so-called wet interfaces. The main aim is to obtain data relevant to the design of power equipment operating at very low frequency (VLF) or DC voltages.

Experiments were conducted using identical specimens made from 4mm thick plaques of PMMA and plane sections cut from XLPE cable insulation. The findings were discussed with respect to expected dimensions of interface voids and contact regions, considering tribology-based contact theory, including the impact of surface roughness, modulus of elasticity, and applied mechanical interface pressure.

The longitudinal 50 Hz AC breakdown strength values of wet samples were typically as low as 80 % of samples assembled in the air under dry conditions. In addition, the results verified previous findings that the AC breakdown strength strongly increases with reduced surface roughness, stiffness, and increased interface pressure.

The breakdown values obtained during VLF breakdown testing were found to be 2 – 3 times higher than in the case of testing at 50 Hz AC voltages.

## 1. Introduction

Tangentially energized interfaces constitute critical parts of many important insulation systems, such as power cable joints and terminations, outdoor composite insulators, and subsea wet-mate and break connectors and penetrators. Due to variable degree of surface smoothness or surface roughness, small voids and contact areas are formed along the interface, a

phenomenon schematically illustrated in Fig. 1.

Several previous studies have shown a significant increase in longitudinal AC 50 Hz breakdown strength by increasing the interface contact pressure, reducing the surface roughness, filling the surface voids with insulating lubricant, and applying softer, rubber-type materials [1]–[14].

During this work, the validity of some of these findings was re-examined. The main aim has, however, been to obtain relevant data useful for the design of power equipment operating at very low frequency (VLF) or DC voltages. Most experiments were performed using samples assembled in tap water, so-called wet-mate samples. This was done to limit the scope, simplify interpretation, and facilitate the application of the results in the development of design criteria for outdoor and subsea power accessories.

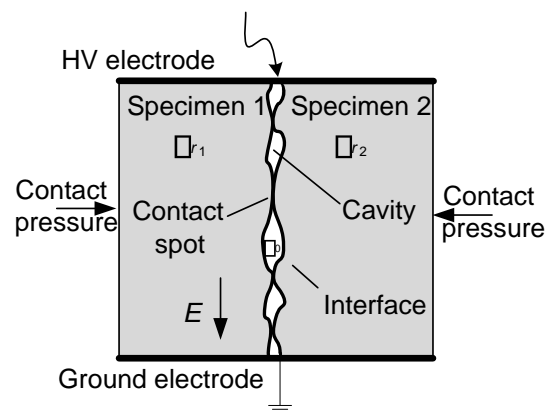


Fig. 1 – Schematic illustration of a solid-solid interface with voids and contact regions caused by surface roughness (imperfect surfaces). Reprinted, with permission, from [12].

## 2. Theoretical background

One of the earliest models describing the interface of contact between two solids is the so-called GW model, named after Greenwood and Williamson [15]. This tribological or friction model considers the interface as the contact region between elastic surface hemispheres and a virtual rigid plane. The parameters of the model are based on estimated values of the asperities (peak heights) and their radius, determined by statistical analysis of measured surface profiles.

In principle, the longitudinal electric breakdown strength of an interface between insulating solids can approximately be expressed by Equation (1). Here, the resulting breakdown strength is considered as the total strength provided by the dimension and number of all series connected interface voids and contact areas. In the case of wet samples, it is reasonable to assume that all interface voids are filled with liquid water, electrically short-circuiting the void. This is a valid assumption at all voltage frequencies below 50 Hz due to the high permittivity ( $\epsilon_r \sim 80$ ) and high electrical

conductivity of tap water ( $\sigma \sim 5 \cdot 10^{-3}$  S/m). Thus, at a wet interface, the applied longitudinal voltage ( $V_{app}$ ) becomes distributed along the interface contact regions only:

$$V_{app} = \sum_{j=1}^n V_{void_j} + \sum_{k=1}^m V_{cnt_k} \approx \sum_{k=1}^m V_{cnt_k}, \quad (1)$$

where  $n$  and  $m$  are the total numbers of cavities and contact spots, respectively,  $V_{void_j}$  is the voltage drop across the  $j^{\text{th}}$  void, and  $V_{cnt_k}$  is the voltage drop across the  $k^{\text{th}}$  contact area located between two voids, as illustrated in Fig. 1.

Since high/local electric field enhancements likely occur at the sharpest tips of the water-filled void enclosures, it is reasonable to assume that the longitudinal electric breakdown strength mainly becomes determined by the resulting field strength and dimensions of the contact areas, as expressed in Equation (1) where  $V_{cnt_k}$  is the product of the electric field strength and the length of the contact area parallel to the electric field:  $E_{cnt_k} \times l_{cnt_k}$ .

According to tribological principles, the resulting contact area,  $A_{re}$ , can approximately be expressed by the following relation [16]:

$$A_{re} \approx K \frac{p_a A_a}{E' \sqrt{S}}, \quad (2)$$

where  $A_a$  is the apparent area of contact, given by the dimensions of the test samples,  $p_a$  is the applied interface pressure,  $E'$  represents the composite elastic modulus, while  $S$  is a parameter representing the degree of surface roughness (rougher the surface, higher the  $S$  value) and  $K$  is a dimensionless constant.

Equation (2) shows that the total area of physical contact between the materials is expected to linearly increase with the contact pressure and be reduced in hard/stiffer materials with high surface roughness.

### 3. Method

#### 3.1. Samples and experimental setup

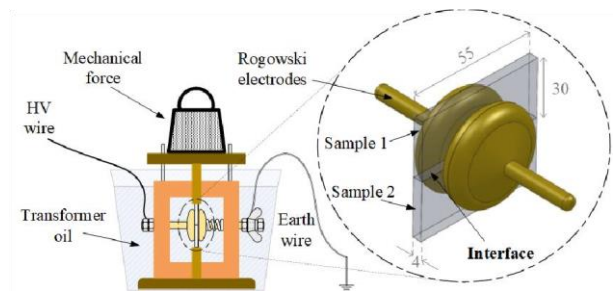
The samples examined were rectangular prisms cut from 4 mm sheets of either cross-linked polyethylene (XLPE) cable insulation or poly-methyl methacrylate (PMMA). During testing, two identical samples (4 mm x 55 mm x 30 mm) were placed on top of each other and clamped between two Rogowski-shaped electrodes, as shown in Fig. 2. Thus, allowing longitudinal electric

stress to be applied along a 4-mm thick interface between the sample sections. For the testing of the wet-mate samples, sample surfaces were immersed in a container filled with tap water before being mounted between the electrodes, while dry samples were assembled in air.

All breakdown tests were performed to prevent external flashover while keeping the setup immersed in transformer oil. In addition, the unintentional ingress of oil into the interface was prevented by applying the surface pressure prior to filling the test chamber with the oil. Appropriate surface pressures, in the range of 9.68– 15.5 kg/cm<sup>2</sup> (9.5 – 15.2 bar), were provided using weights applying a mechanical force perpendicular to the interface between the samples, as illustrated in Fig. 2.

During 50 Hz AC breakdown testing, the voltage was generated using a 100 kV transformer and increased until breakdown at a rate of approximately 1 kV/s. In the case of very low frequency (VLF) breakdown testing, the voltage was slowly ramped up at a rate of 1 kV/s using a 100 kV DC source. This rate of voltage change is comparable to that around zero crossing of a 100 kV magnitude, sinusoidal AC voltage at VLF of approximately 0.002 Hz.

All breakdown measurements were performed at room temperature using newly grinded pairs of identical samples. Five equal tests were performed at each set of test parameters, and the results were statistically evaluated using Gauss distributions.



**Fig. 2** – Simple illustration of the test setup. The 4 mm-thick solid insulator samples and the electrodes are depicted with their dimensions in mm. Reprinted, with permission, from [12].

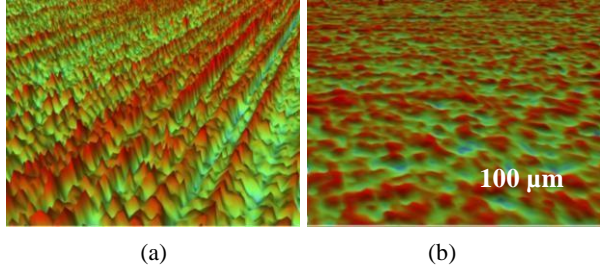
#### 3.2. Surface roughness characterization

Prior to assembling, all contact surfaces of the samples were polished using a table-top grinding machine. During this process, the specimens were fixed into a rotating steel frame and were held in contact with a rotating SiC sandpaper of either grit size: 500g or 2000g.

Surface roughness parameters were measured optically using a 3D profilometer (Bruker Contour



GT–K). Graphs presented in Figure 3 and the measured values are given in Table 1 clearly demonstrate a high degree of surface roughness in the case of grinding using 500g sandpaper.



**Fig. 3** – 3D optically measured degrees of surface roughness: (a) Surface of XLPE grinded by sandpaper 500g. (b) Surface of XLPE grinded by sandpaper 2000g.

Modern 3D optical profilometers employ 3D surface texture height parameters (*S*-parameters) to map the 3D surface textures precisely with reference to ASME Y.14 and ISO 25178–2. Employed *S*-parameters (height) for this work are namely:

- arithmetic mean height/roughness ( $S_a$ ),
- RMS height/roughness ( $S_q$ ),
- the maximum profile peak height ( $S_p$ ), and
- the minimum profile peak height ( $S_v$ ).

For instance, the  $S_a$  values of each sample in Table 1 can be substituted for the  $S$  variable in Equation (1) to obtain an approximate ratio between the real area  $A_{re}$  and nominal area  $A_a$ . The typical graphs presented in Fig. 3 (and the resulting *S*-parameters given in Table 1) clearly demonstrate that the highest degree of surface smoothness is attained in the case of grinding using 2000g sandpaper. Because rougher the surfaces yield larger  $S$ , that in turn reduces  $A_{re}$ .

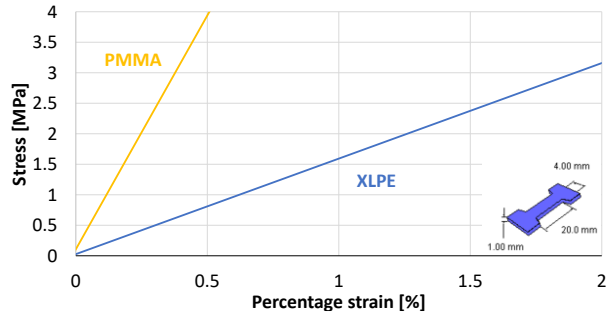
**Table 1**– Measured characteristic values of surface roughness *S*-parameters of the examined XLPE and PMMA samples.

| Sample     | Roughness <i>S</i> -parameters [ $\mu\text{m}$ ] |       |       |       |
|------------|--|-------|-------|-------|
|            | $S_a$  | $S_q$ | $S_p$ | $S_v$ |
| 500g XLPE  | 0.76   | 0.97  | 6.33  | -7.89 |
| 500g PMMA  | 0.99   | 1.27  | 7.35  | -9.10 |
| 2000g XLPE | 0.44   | 0.57  | 3.38  | -3.68 |
| 2000g PMMA | 0.33   | 0.43  | 3.72  | -3.44 |

### 3.3. Elasticity characterization

For comparison, the elasticity of the examined materials was characterized by measuring Young's modulus elasticity using a standard stress-strain test bench with 1

mm thick and 12 mm wide dog-bone-shaped test objects. Typical examples of obtained graphs and measured values are presented in Fig. 4 and Table 2, respectively. The results evidently indicate that PMMA samples are about 3 – 4 times stiffer than XLPE samples. Ideally, microhardness tests are probably more appropriate than the stress-strain tests performed here. The results, however, provide a valuable indication of the relative differences in stiffness between the materials tested.



**Fig. 4** – Results from stress-strain measurements of Young's modulus of elasticity, using 1-mm thick dog-bone shaped samples of PMMA and XLPE.

**Table 2**– Measured elastic modulus of each of the examined XLPE and PMMA samples.

| Polymer | Poisson's ratio ( $\nu$ ) | Elastic modulus $E$ [MPa] |
|---------|---------------------------|---------------------------|
| XLPE    | 0.46                      | 163                       |
| PMMA    | 0.36                      | 840                       |

The effective elastic modulus of an interface,  $E'$ , is calculated using the elastic modulus,  $E$ , of each material in contact, using the relation below:

$$\frac{1}{E'} = \frac{1}{2} \left( \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right), \quad (3)$$

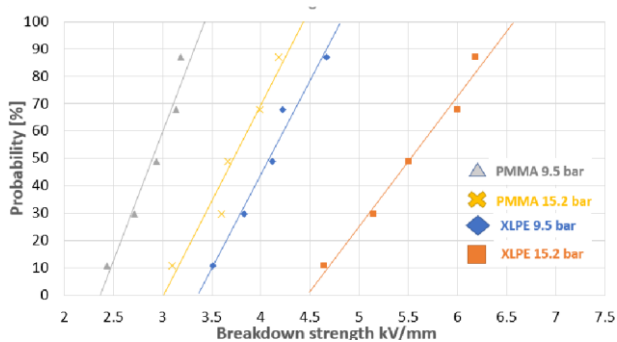
where  $E_1$ ,  $\nu_1$ , and  $E_2$ ,  $\nu_2$  are the elastic modulus and Poisson's ratio of each material in contact, respectively [16]. The calculated effective modulus of each interface formed between identical materials is shown in Table 3.

**Table 3**– Calculated effective modulus of each interface formed between identical materials using Equation (3).

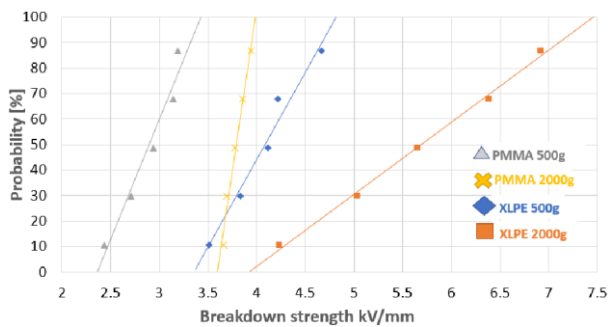
| Interface | Effective-modulus $E'$ [MPa] |
|-----------|------------------------------|
| XLPE–XLPE | 280                          |
| PMMA–PMMA | 1025                         |

#### 4. Experimental results

Results from initial measurements of longitudinal 50 Hz AC breakdown strength of dry interfaces between XLPE and PMMA samples are shown in Figs. 5 – 6.



**Fig. 5** – The Gauss-probability distribution of measured longitudinal 50 Hz AC breakdown strengths values of interfaces between **dry** XLPE and PMMA samples for the same grit (500g) but varying the interface pressures.

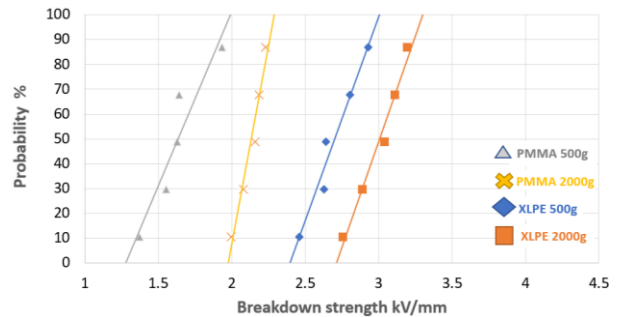


**Fig. 6** – Measured longitudinal 50 Hz AC breakdown strength values of interfaces between **dry** XLPE and PMMA samples for the same pressure (9.5 bar) but varying the surface roughness.

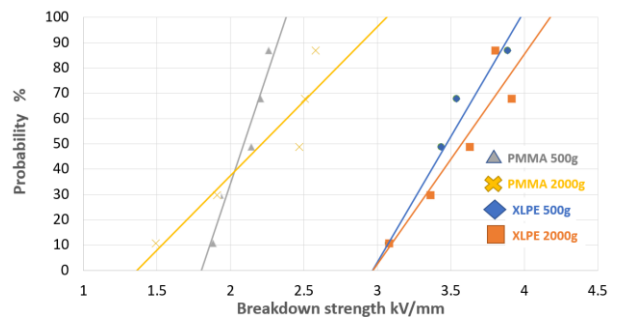
The breakdown measurements obtained during AC 50 Hz and VLF breakdown testing of wet samples are presented below in Figs. 7 – 10. The results obtained by AC 50 Hz testing of wet samples are presented in Figs. 7 – 8, whereas those obtained by VLF testing of wet samples are presented below in Figs. 9 – 10. In all examined cases, the VLF breakdown strength was found to be 2 – 3 times higher than at 50 Hz wet samples breakdown tested.

The diagrams shown in Fig. 11 give a more compact summary of some of the measured average breakdown

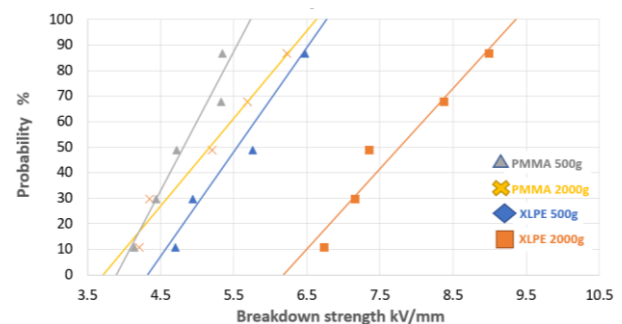
values. It is shown that the breakdown values obtained during VLF breakdown testing typically were 2 – 3 times higher than values obtained in the case of testing at 50 Hz AC voltages. Also, the effect of smoother surfaces in the breakdown strength seems to be much



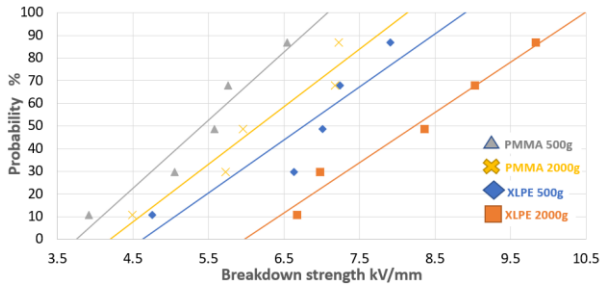
**Fig. 7** – Measured longitudinal 50 Hz AC breakdown strength values of interfaces between **wet** XLPE and PMMA samples for the same low pressure (9.5 bar) but varying the surface roughness.



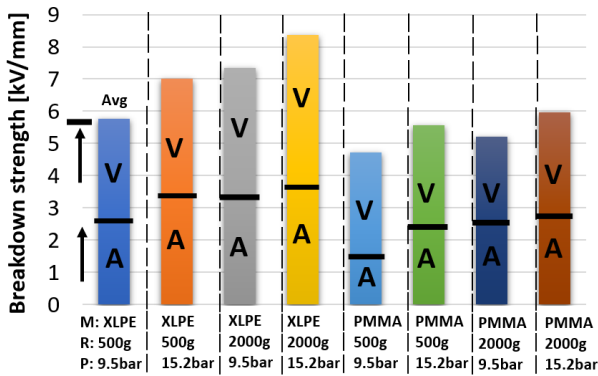
**Fig. 8** – Measured longitudinal 50 Hz AC breakdown strength values of interfaces between **wet** XLPE and PMMA samples for the same high pressure (15.2 bar) but varying the surface roughness.



**Fig. 9** – Measured values of longitudinal VLF (0.002 Hz) AC breakdown strength of interfaces between **wet** XLPE and PMMA samples at applied low interface pressure (9.5 bar) but varying the surface roughness.



**Fig. 10** – Measured values of longitudinal VLF (0.002 Hz) AC breakdown strength of interfaces between **wet** XLPE and PMMA samples at applied high interface pressure (15.2 bar) but varying the surface roughness.



**Fig. 11** – Summary of average longitudinal 50 Hz and VLF AC breakdown values, measured using samples of **wet** interfaces. "A" indicates the average values for AC 50 Hz wet, and "V" indicates the average breakdown strength when VLF is applied to the interfaces regarding the different surface roughness (R), applied mechanical pressures (P), and the differences between the insulation materials that were breakdown tested.

## 5. Discussion

The resulting longitudinal 50 Hz AC breakdown values of dry XLPE interfaces confirm the previous findings of increased withstand strength and smoother and more compressed interfaces. The breakdown values of wet XLPE samples were found to be approximately 80 % lower than that of comparable types of dry samples. This is an observation in very good agreement with previous findings (see Fig. 8.6 in [17]) and in line with the assumption of higher average longitudinal stress in the case of contact regions connected in series with waterfilled surface voids.

In general, wet samples of XLPE showed higher breakdown strength than that made of harder/stiffer PMMA material. In addition, the breakdown strength of XLPE interfaces was found to be most sensitive to variations in surface roughness and interface pressure. This is in accordance with Equation (2), which is based upon tribological principles, that manifests that the average relative dimension of the contact regions is expected to increase inversely proportional to the material hardness (the higher the hardness is, the larger

the elastic modulus  $E'$  becomes, that in turn reduces  $A_{re}$ ).

The measured values of elasticity modulus indicate that PMMA is about 3 – 4 times "harder" than XLPE samples taken from cable insulation. The observed AC breakdown strengths of XLPE insulated samples were in all examined cases found to be about 20 – 30 % higher than that of PMMA. Such a discrepancy is likely caused by the fact that the longitudinal electric breakdown strength of an interface depends upon several other unknown factors. The results obtained here, however, indicate a strong correlation between AC breakdown strength and the effective total interface contact area.

The 2 – 3 times higher breakdown strength at VLF voltages compared to that of 50 Hz is likely caused by frequency-dependent electric field distribution and increased probability of rapid ageing at high-frequency testing. At VLF test voltages, partial discharge inception voltage (PDIV) and number of PDs per time unit are likely 100 – 500 times lower than that at 50 Hz, resulting in low tracking rate and electrical tree formation. The overall effect of this is that during the application of VLF voltages, breakdown occurs at a higher voltage magnitude or after a long time of testing [18]. These observations are also in good agreement with the discussion in [19] that imply that the deposited surface charges have more time to decay further at VLF and thus, do not contribute to the local electric field at polarity reversal as opposed to at 50 Hz; thus increasing the interfacial PDIV and breakdown strength values.

Lastly, elasticity values obtained for the PMMA seem to be significantly smaller than the values stated in the literature. Therefore, the stress-strain measurements addressed in this paper should only be used for comparison, not to be taken as a reference. Other elasticity measurement techniques will be performed to address this discrepancy.

## 6. Conclusions

Based on the results presented, it can be concluded that:

- The longitudinal AC breakdown strength of wet interfaces strongly increases with increasing dimensions and contact pressure within the distributed regions of surface contacts. The most critical factors are surface roughness, elasticity (hardness), and perpendicularly applied mechanical surface pressure.
- At VLF testing, higher breakdown strength is expected due to the slow rate of electrical tree formation at low voltage frequencies, as the degradation rate is lower than in tests at 50 Hz voltages.



## 7. References

- [1] E. Kantar, D. Panagiotopoulos, and E. Ildstad, 'Factors influencing the tangential AC breakdown strength of solid-solid interfaces', *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 23, no. 3, pp. 1778–1788, Jun. 2016, doi: 10.1109/TDEI.2016.005744.
- [2] D. Panagiotopoulos, 'AC Electrical Breakdown Strength of Solid Solid Interfaces - A study about the effect of elasticity, pressure and interface conditions', 98, 2015, Accessed: Nov. 02, 2018. [Online]. Available: <https://brage.bibsys.no/xmlui/handle/11250/2368265>
- [3] M. Hasheminezhad and E. Ildstad, 'Application of contact analysis on evaluation of breakdown strength and PD inception field strength of solid-solid interfaces', *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 19, no. 1, pp. 1–7, Feb. 2012, doi: 10.1109/TDEI.2012.6148496.
- [4] Y. Luo, Z. Han, M. Zhou, and H. Wang, 'A Sophisticated Method of the Mechanical Design of Cable Accessories Focusing on Interface Contact Pressure', *Energies*, vol. 13, no. 11, Art. no. 11, Jan. 2020, doi: 10.3390/en13112976.
- [5] M. Kato, Y. Nishimura, N. Osawa, Y. Yoshioka, H. Yanase, and K. Okamoto, 'Effects of Compressive Force and Dielectric Materials on Contact Area for HighPressure Region and Interfacial AC Breakdown Between Two Solid Dielectrics', in *Proceedings of the 21st International Symposium on High Voltage Engineering*, Cham, 2020, pp. 118–129. doi: 10.1007/978-3-03031680-8\_13.
- [6] A. Ya. Shakhunyants, A. V. Samusenko, and I. F. Safronova, 'The Experimental Setup for Researching Interfacial Breakdown', in *2020 International Youth Conference on Radio Electronics, Electrical and Power Engineering (REEPE)*, Mar. 2020, pp. 1–5. doi: 10.1109/REEPE49198.2020.9059123.
- [7] M. Danikas, G. E. Vardakis, and R. Sarathi, 'Some Factors Affecting the Breakdown Strength of Solid Dielectrics: A Short Review', *Eng. Technol. Appl. Sci. Res.*, vol. 10, no. 2, Art. no. 2, Apr. 2020.
- [8] M. A. Hamdan, J. A. Pilgrim, and P. L. Lewin, 'ThermoMechanical Analysis of Solid Interfaces in HVAC Cable Joints', p. 8.
- [9] E. Kantar, 'Dielectric Strength of Polymeric Solid-Solid Interfaces under Dry-Mate and Wet-Mate Conditions', *Energies*, vol. 14, no. 23, Art. no. 23, Jan. 2021, doi: 10.3390/en14238067.
- [10] E. Kantar, 'Mechanisms Governing Longitudinal AC Breakdown at Solid-Solid Interfaces', in *2020 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)*, Oct. 2020, pp. 279–283. doi: 10.1109/CEIDP49254.2020.9437443.
- [11] E. Kantar, F. Mauseth, E. Ildstad, and S. Hvidsten, 'Tangential AC breakdown strength of solid-solid interfaces considering surface roughness', in *2017 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomenon (CEIDP)*, Oct. 2017, pp. 580–583. doi: 10.1109/CEIDP.2017.8257615.
- [12] E. Kantar, E. Ildstad, and S. Hvidsten, 'Effect of material elasticity on the longitudinal AC breakdown strength of solid-solid interfaces', *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 26, no. 2, pp. 655–663, Apr. 2019, doi: 10.1109/TDEI.2019.008087.
- [13] E. Kantar, S. Hvidsten, F. Mauseth, and E. Ildstad, 'A stochastic model for contact surfaces at polymer interfaces subjected to an electrical field', *Tribol. Int.*, vol. 127, pp. 361–371, Nov. 2018, doi: 10.1016/j.triboint.2018.03.003.
- [14] E. Kantar, F. Mauseth, E. Ildstad, and S. Hvidsten, 'Longitudinal AC breakdown voltage of XLPE-XLPE interfaces considering surface roughness and pressure', *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 24, no. 5, pp. 3047–3054, Oct. 2017, doi: 10.1109/TDEI.2017.006540.
- [15] J. A. Greenwood, J. B. P. Williamson, and F. P. Bowden, 'Contact of nominally flat surfaces', *Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci.*, vol. 295, no. 1442, pp. 300–319, Dec. 1966, doi: 10.1098/rspa.1966.0242.
- [16] B. Bhushan, 'Contact mechanics of rough surfaces in tribology: multiple asperity contact', *Tribol. Lett.*, vol. 4, no. 1, pp. 1–35, Jan. 1998, doi: 10.1023/A:1019186601445.
- [17] E. Kantar, 'Longitudinal AC Electrical Breakdown Strength of Polymer Interfaces: Experimental and theoretical examination of solid-solid interfaces considering elasticity, surface roughness, and contact pressure', NTNU, 2019. Accessed: Nov. 05, 2019. [Online]. Available: <https://ntnuopen.ntnu.no/ntnuxmlui/handle/11250/2606181>
- [18] E. Ildstad, 'Electrical properties of insulating materials under VLF voltage', *e-cigre*, vol. WG D1.48, no. ELT\_302\_6, Jan. 02, 2019. Accessed: Apr. 07, 2022. [Online]. Available: [https://e-cigre.org/publication/ELT\\_302\\_6-electrical-properties-of-insulating-materials-under-vlf-voltage](https://e-cigre.org/publication/ELT_302_6-electrical-properties-of-insulating-materials-under-vlf-voltage)
- [19] E. Kantar, E. Eberg, and S. Hvidsten, 'Effects of Frequency and Temperature on Partial Discharge Characterization of Stator Windings', in *2020 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)*, Oct. 2020, pp. 369–373. doi: 10.1109/CEIDP49254.2020.9437438.

[2]



