

CHALMERS



Nollföljdsmodellering av transformatorer
– Beräkningar av följdproblem vid ökad kablfiering på
mellanspanningsnivå

Examensarbete inom Elteknik

CAROLINE HERMANSSON
JONAS OLSSON

Institutionen för Energi och Miljö
Avdelningen för Elteknik
CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA
Elektroteknikprogrammet, 270 hp
Arbetet utfört hos Vattenfall Eldistribution AB
Göteborg, oktober 2007



Nollföljdsmodellering av transformatorer

– Beräkningar av följdproblem vid ökad kablifiering på
mellanspänningsnivå

CAROLINE HERMANSSON
JONAS OLSSON

Institutionen för Energi och Miljö
CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA
Utfört hos Vattenfall Eldistribution AB
Göteborg, oktober 2007

Nollföljdsmodellering av transformatorer

- Beräkningar av följdproblem vid ökad kablfiering på mellanspänningsnivå

CAROLINE HERMANSSON
JONAS OLSSON

© CAROLINE HERMANSSON, 2007
JONAS OLSSON, 2007

Institutionen för energi och miljö
Chalmers Tekniska Högskola
412 96 Göteborg
Sverige
Telefon 031-772 1000

Omslagsbild:
Transformator och nollpunktsutrustning i Ulricehamn
Fotograf: Jonas Olsson, 2007-06-08

Sammanfattning

En transformator med ansluten nollpunktsutrustning har historiskt approximerats till att modelleras som ett avbrott mellan primär- och sekundärsida i nollföljd. Modelleringen har ansetts acceptabel, men på senare tid har det upptäckts att utrustning på ena sidan av transformatorn har reagerat vid fel som skett på den andra sidan. I de flesta fall har detta skett då sekundärnätet består av förhållandevis mycket kabel. Detta har skapat förvirring och funderingar kring huruvida transformatorn verkligen kan modelleras som ett avbrott i nollföljd. Denna rapport undersöker om det möjligen är nödvändigt att representera transformatorer på annat sätt än vad som är normen idag vid nollföljdsmodellering. Modeller presenteras som bättre representerar riktiga transformatorer i nollföljd och dessa tillämpas i simuleringsprogrammet PSS/E. I PSS/E utförs beräkningar för fel på primär- och sekundärsidan av transformatorn då de modelleras enligt de framtagna modellerna. Vid simuleringarna används ett för detta ändamål framtaget testnät där sekundärsidan varierar mellan att helt bestå av luftledning, till att vara helt kablifierat.

Resultaten visar att vid fel på primärsidan överstiger nollföljdsspänningarna över nollpunktsutrustning på sekundärsidan de spänningar för vilka nollpunktsspänningsskydden, NUS, löser. De visar också att fasspänningarna sekundärt överskrider konstruktionsspänning, vid fel primärt. Båda dessa observeringar gäller framförallt då sekundärnätet är kablifierat men också då det består av luftledning med nollpunktsmotståndet urkopplat. Vid fel sekundärt visar analysen att nollföljdsström i vissa fall övertransformeras till primärsidan. Risk föreligger då för oönskad funktion hos jordströmsskydden på primärsidan, då främst hos transformatorernas nollpunktsströmsskydd, NIS.

Slutsatsen är att modellen som historiskt använts för att modellera transformatorer i nollföljd inte korrekt redovisar vad som sker vid fel. Den modell som tagits fram under arbetets gång är en noggrannare representation av transformatorn i nollföljd och resultaten som följer efter felanalys av nät där denna modell används talar sitt tydliga språk. Det går inte längre att bortse från vad som händer på ena sidan av transformatorn vid fel på andra sidan. Utjämningslindning visade sig ha en lindrande effekt varför rekommendationen är att använda detta. Nollpunktsmotståndet rekommenderas att under alla omständigheter vara inkopplat vid nät med mycket kabel då urkopplat nollpunktsmotstånd gör tillståndet värre. Rapporten åskådliggör klart att det är viktigt att modellera transformatorerna korrekt och att komplettera underliggande nät i nollföljd.

En lösning på problemet kan vara att antingen driva transformatorn ojordad på primärsidan, eller att lämna sekundärsidan på transformatorn ojordad och istället sätta nollpunktsutrustningen i en nollpunktsbildare. På så sätt skapas återigen ett avbrott i nollföljd.

Zero sequence modelling of power transformers

- Calculations of consequences with high impact of cabled MV networks

Summary

Historically transformers with system earth equipment have been modeled as open circuits in zero sequence. This approximation has been satisfying, but lately it has been discovered that equipment on one side of the transformer have responded to faults that occurred at the other side. Most of these problems took place when the majority of the system on the secondary side of the transformer contained cables. These findings have led to questioning whether or not the former model of the transformer in zero sequence is correct. This report investigates if it is necessary to represent the transformer in zero sequence in another way than it is usually done today. Zero sequence models of transformers that represent the reality more correctly will be presented. In the simulation program PSS/E the found models are applied and calculations are made for faults both at the primary and secondary side of the transformer. A power system has been created where the secondary side can be varied between containing only lines or cables.

The results show that the zero sequence voltages over the system earth equipment, at the low voltage side of the transformer, are very high when a fault occurs at the high voltage side. These voltages exceed the voltage for which the system earth protection trips. Another observation from the results is that the phase voltages on the secondary side exceed the construction voltage, when the fault occurs at the primary side. Both observations mentioned above happened when the secondary side of the transformer consisted of cables. They also occurred when the secondary system contained lines with the system earth resistance disconnected. When the fault were applied at the secondary side, the zero sequence current on the primary side exceeded the boundary for which the earth current protection trips.

A conclusion is that the former system model of the transformer, which assumes an open circuit in zero sequence, does not correctly demonstrate what happens during a fault. The model, which is presented in this report, is a more accurate representation and the results speak for themselves. No longer is it possible to disregard what happens at one side of the transformer when the fault occurs at the other side. Using a stabilizing winding resulted in a smoothing effect, which is why it is recommended to use one if it is possible. It is recommended to keep the system earth resistance connected at all times when the system contains mostly cable. A disconnected resistance result in a worse condition. The report illustrate that it is important to represent the transformer model in zero sequence correctly and complement the secondary system in zero sequence, which is not always done today.

A solution could be to run the transformer ungrounded primarily, or leave the secondary side ungrounded and put the system earth equipment in a grounding transformer. These solutions create an interruption in zero sequence.

The report is written in Swedish.

Förord

Denna rapport redovisar resultatet av vårt examensarbete utfört hos Vattenfall Eldistribution AB inom enheten Utveckling och IT i Göteborg under sommaren och hösten 2007.

Vi vill härmed tacka berörd personal på Vattenfall, och då framför allt vår handledare Per Norberg, för stöd och visat tålamod samt svar på alla frågor i tid och otid. Examensarbetet har varit mycket givande och studiebesöken har gett oss en ny synvinkel på vad elkraftsdistribution innebär.

Arbetet markerar slutet på vår civilingenjörsutbildning inom Elektroteknik, Elkraft vid Chalmers tekniska högskola.

Göteborg, oktober 2007

Caroline Hermansson
Jonas Olsson

Innehållsförteckning

1	Inledning	1
2	Symmetriska komponenter	2
3	Fel i elsystemen	5
3.1	Enfasfel.....	6
4	Systemjordning.....	8
4.1	Reaktansjordad nollpunkt.....	9
5	Systemmodeller.....	11
5.1	Luftledning – Kabel	11
5.2	Maskiner.....	11
5.2.1	Synkronmaskinen.....	12
5.2.2	Asynkronmaskinen.....	12
5.3	Transformatormodeller.....	14
5.3.1	Transformatorprincipen.....	14
5.3.2	Plus- och minusföljd.....	16
5.3.3	Nollföljd	17
5.3.3.1	Y/y-kopplad transformator.....	17
5.3.3.2	Y/ Δ -kopplad transformator	18
5.3.3.3	Y/y/ Δ -kopplad transformator	19
5.3.3.4	Nollpunktsbildare	20
5.3.3.5	Nollpunktsimpedansens placering.....	21
5.3.3.6	Autotransformator	22
6	PSS/E modellering.....	24
6.1	Nätmodellering 140/40 kV	25
6.2	Järva 220/20 kV	26
7	PSS/E simuleringar med resultat.....	28
7.1	Jordslutning på 140 kV	30
7.2	Jordslutning på 40 kV	33
7.3	Jordslutning med och utan utjämningslindning.	33
7.4	Jordslutning ”Järva 220/20 kV”	35
8	Slutsats.....	36
9	Diskussion	37
10	Referenser	38

Appendix

1 Inledning

Då stormen Gudrun drog in över Sverige den 8 januari 2005 lämnade hon få oberörda. Stormen ledde till betydande störningar i elförsörjningen då stora delar av elnätet fick omfattande skador. Funktionskrav från myndigheterna har uppkommit på nätföretagen efter detta, bland annat att näten i framtiden ska tåla katastrofer som stormen Gudrun. Detta har bland annat lett till ökad kablifiering i landsbygden på de ställen där det har varit det mest ekonomiska alternativet. Dessa omställningar medför stora tekniska förändringar vad avser systemvillkor för dessa nät. Vid långa kablifieringar på landsbygden finns risk för att den av nätet genererade kapacitiva jordfelströmmen blir väldigt stor. Denna kapacitiva jordfelström kompenseras via en central reaktor, så kallad Petersenspole, inkopplad i den matande transformatorns nollpunkt. Vid felanalys används idag en förenklad modell som antar att transformatorer med denna typ av nollpunktsutrustning ses som avbrott för felströmmar. Detta har varit möjligt då spolen ohm-mässigt varit stor i förhållande till de andra impedanserna i transformatormodellen. I takt med att spolen ska kompensera mer kapacitiv jordfelström, minskar dess ohm-mässiga dominans i transformatormodellen.

Nyligen har interna Vattenfallsrapporter, främst av Anders Vikman, visat att höga spänningar uppkommit då transformatorn modellerats komplett nollföljdmässigt. Vid dessa analyser studerades YN/yn-kopplade 220/70 kV transformatorer med direktjordad primärsida och Petersenspolejordad sekundärsida.

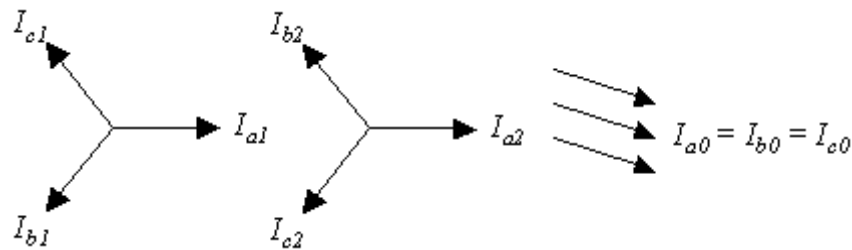
Syftet med arbetet har varit att undersöka lämpligheten av den förenklade nollföljdsmodell som används vid felanalys, eftersom det i olika sammanhang har konstaterats att fel på ovanliggande direktjordade nät slår igenom på nedsidan i den meningen att skydd löst ut. Examensarbetet består av att i nätsimuleringsprogrammet PSS/E utreda om den nollföljdsmodell som använts vid simuleringar och beräkningar av nätet inte gäller vid denna utökade kablifiering. En modell tas fram för att bättre representera transformatorn i nollföljd och målet är att med hjälp av denna modell påvisa vad som händer i nätet vid fel. Analysen går in på djupet för att ta reda på om den förenklade modellen inte längre stämmer överens med vad som händer i det verkliga nätet.

Avsikten är att utgående från aktuell felströmsdatabas i PSS/E komplettera vissa delar så att en komplett modell redovisas i nollföljd. Beräkningar skall sedan genomföras och redovisas för enfas jordfel primärt och sekundärt. Elnäten har luftledning primärt och varieras sekundärt mellan att helt bestå av luftledning eller av kabel. Det förutsätts att Petersenspolekompenseringen stäms av för respektive fall och transformatorn studeras både med och utan utjämningslindning.

Rapporten börjar med att ingående redogöra för bakgrundsteori för symmetriska komponenter, fel, jordning och systemmodellering. Därefter följer en rad kapitel som förklarar själva utförandet av beräkningar och simuleringar med resultat. Slutligen presenteras slutsatser och diskussion om huruvida åtgärder krävs i framtiden eller om dessa problem endast uppstår i undantagsfall.

2 Symmetriska komponenter

Ett kraftsystem representeras normalt sett av ett enfasigt linjediagram. I symmetriska system kan deltakopplingar lätt omräknas till Y-kopplingsrepresentation så att endast ett ben (en fas) behöver användas. Då ett system utsätts för osymmetriska laster är det inte längre möjligt att begränsa analysen till en fas. Komponenters inre impedans ändras och det finns en koppling mellan faserna. För att kunna gå vidare med analysen måste de olika faserna behandlas individuellt. Detta görs normalt genom att använda symmetriska komponenter, även kallade sekvenskomponenter. Metoden med symmetriska komponenter introducerades av amerikanen C.L. Fortescue år 1918 [1] och är särskilt lämpad för beräkningar av osymmetriska fasfel i annars symmetriska system. Fortescue observerade att ett system med osymmetriska vektorer kan brytas ner till två uppsättningar av symmetriska vektorer plus ytterligare en uppsättning av vektorer. Sekvensströmmarnas vektorer visas schematiskt för tre faser i Figur 1. [2]

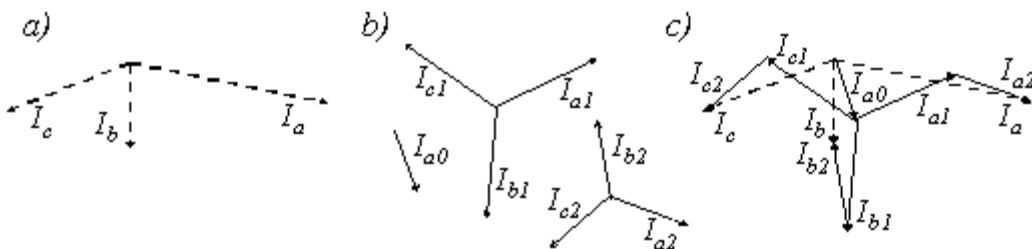


Figur 1: Tre uppsättningar av symmetriska strömkomponenter.

De olika sekvenserna delas upp i positiv-, negativ- samt nollsekvens, och noteras med $_1$, $_2$ respektive $_0$. Namnen refererar till rotationsriktningen av sekvenskomponenterna. Positiv sekvens, *plusföljd*, innebär att fasordningen är *a-b-c*, för negativ sekvens, *minusföljd*, är den *a-c-b*, medan faserna i nollsekvens, *nollföljd*, är lika i både riktning och magnitud. Med hjälp av den komplexa konstanten $\mathbf{a} \equiv e^{j120^\circ}$ kan I_{a1} , I_{a2} , I_{a0} , I_{b1} , I_{b2} , I_{b0} , I_{c1} , I_{c2} och I_{c0} tecknas i termer av I_1 , I_2 och I_0 enligt:

$$\begin{aligned} I_{a1} &= I_1 & I_{a2} &= I_2 & I_{a0} &= I_0 \\ I_{b1} &= a^2 \cdot I_1 & I_{b2} &= a \cdot I_2 & I_{b0} &= I_0 \\ I_{c1} &= a \cdot I_1 & I_{c2} &= a^2 \cdot I_2 & I_{c2} &= I_0 \end{aligned} \quad (1)$$

där I_1 , I_2 och I_0 i referensfasen (fas a) sägs vara de symmetriska komponenterna av den osymmetriska trefasströmmen. Genom att addera de tre komponentsystemen fas för fas fås den osymmetriska trefasströmmen, vilket åskådliggörs i Figur 2. [3]



Figur 2: Grafisk metod för att få fram symmetriska komponenter. I a) syns den osymmetriska trefasströmmen, i b) de symmetriska trefasströmkomponenterna och i c) additionen av a) och b).

Ur Figur 2 fås förhållandena:

$$\begin{aligned} I_a &= I_{a1} + I_{a2} + I_{a0} = I_1 + I_2 + I_0 \\ I_b &= I_{b1} + I_{b2} + I_{b0} = a^2 \cdot I_1 + a \cdot I_2 + I_0 \\ I_c &= I_{c1} + I_{c2} + I_{c0} = a \cdot I_1 + a^2 \cdot I_2 + I_0 \end{aligned} \quad (2)$$

vilket i matrisform blir:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix}}_{[I_p]} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ a^2 & a & 1 \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix}}_{[A]} \underbrace{\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_0 \end{bmatrix}}_{[I_s]} \quad (3)$$

där matrisen \mathbf{A} kallas *komponentteorins transformationsmatris* vilken är vanligt förekommande vid beräkningar av symmetriska komponenter. Genom att förlänga båda sidorna med $[\mathbf{A}]^{-1}$ erhålls de tre obekanta I_1 , I_2 och I_0 nedan:

$$[\mathbf{A}]^{-1} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} = \underbrace{[\mathbf{A}]^{-1} [\mathbf{A}]}_{[I]} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_0 \end{bmatrix} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_0 \end{bmatrix} = [\mathbf{A}]^{-1} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix}. \quad (4)$$

$[\mathbf{A}]^{-1} [\mathbf{A}] = [\mathbf{I}]$ vilket är identitetsmatrisen som motsvarar en multiplikation med 1. Av detta följer att:

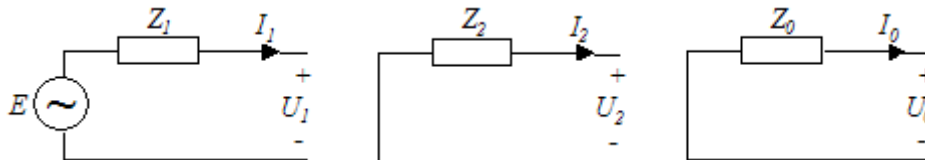
$$\begin{aligned} I_1 &= \frac{1}{3}(I_a + a \cdot I_b + a^2 \cdot I_c) \\ I_2 &= \frac{1}{3}(I_a + a^2 \cdot I_b + a \cdot I_c) \\ I_0 &= \frac{1}{3}(I_a + I_b + I_c). \end{aligned} \quad (5)$$

På samma sätt kan transformering ske mellan sekvensspänningar och fasspänningar genom $[\mathbf{V}_s] = [\mathbf{A}]^{-1} [\mathbf{V}_p]$ samt $[\mathbf{V}_p] = [\mathbf{A}] [\mathbf{V}_s]$. Dessa ekvationer tillsammans med de i (3) och (4) benämns *den symmetriska komponentteorins grundekvationer*. Sekvensspänningar och sekvensströmmar skiljs, på samma sätt som fasspänningar och fasströmmar, med en impedansmatris $[\mathbf{Z}]$. Då $[\mathbf{V}_p] = [\mathbf{Z}_p] [\mathbf{I}_p]$ fås sekvensimpedansmatrisen $[\mathbf{Z}_s]$ genom förhållandet:

$$\underbrace{[\mathbf{A}] [\mathbf{V}_s]}_{[V_p]} = \underbrace{[\mathbf{Z}_p] [\mathbf{A}] [\mathbf{I}_s]}_{[I_p]} \Leftrightarrow \underbrace{[\mathbf{A}]^{-1} [\mathbf{A}] [\mathbf{V}_s]}_{[V]} = \underbrace{[\mathbf{A}]^{-1} [\mathbf{Z}_p] [\mathbf{A}] [\mathbf{I}_s]}_{[Z_s]} \quad (6)$$

Z_1 , Z_2 och Z_0 i sekvensimpedansmatrisen $[\mathbf{Z}_s]$ benämns vanligen *plusföljdsimpedans*, *minusföljdsimpedans* respektive *nollföljdsimpedans*. [3]

Den största vinsten med införandet av symmetriska komponenter är att det går att separera analysen på tre delnät. En annan stor vinst fås då ett osymmetriskt lastat systems inre ekvivalenta impedans ska bestämmas. Den ekvivalenta impedansens storlek är då inte densamma som den är vid symmetrisk last. Varje punkt i ett kraftsystem kan representeras av Thevenin-ekvivalenter. Genom att använda sekvenser ges en möjlighet att beskriva de inre ekvivalenta impedanserna med hjälp av Thevenin-ekvivalenter. Sekvensspänningarna är de spänningar som motsvarar den spänning som uppstår då sekvensströmmarna går igenom respektive sekvensimpedans, se Figur 3. [2]



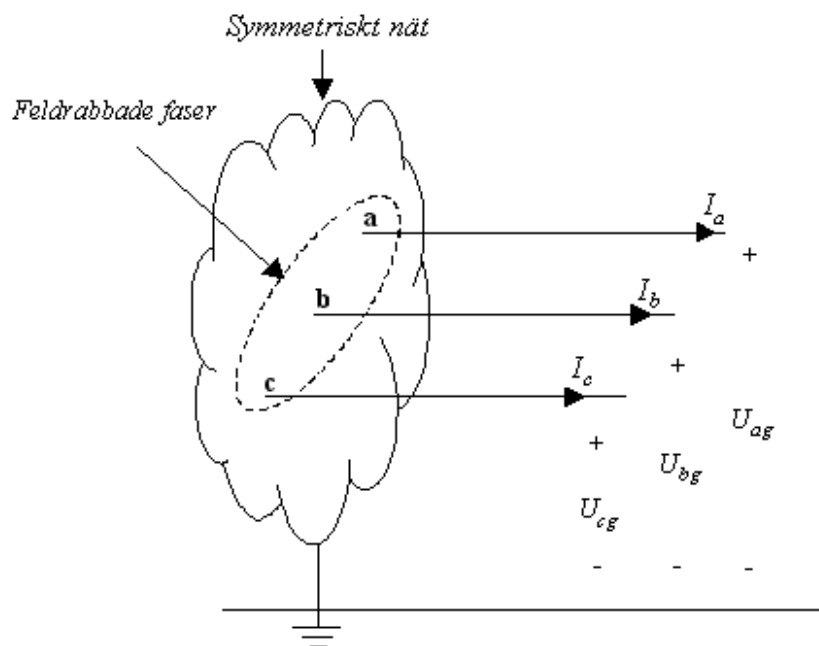
Figur 3: Thevenin-ekvivalenter för plusföljd, minusföljd och nollföljd

E i figuren motsvarar den inducerade elektromotoriska kraften, emk. Inducerad emk i minus- och nollföljdsnät är noll eftersom en generator endast producerar positiv sekvens-emk. Förhållandena mellan de tre symmetriska komponenterna i ett kraftsystem representerar olika saker. Kvoten mellan varje komponent och summan av komponenterna kan avslöja hur kraftsystemet uppträder vid normaldrift och vid fel. Plusföljden motsvarar hur mycket symmetri det finns i ett osymmetriskt system. Om kvoten för plusföljd är 1 så är kraftsystemet perfekt symmetriskt. Minusföljden motsvarar också symmetri, fast med omvänd fasordning. Om kvoten för minusföljd är 1 fungerar en motor som vanligt, men med motsatt rotationsriktning. Vid enfasfel uppkommer minusspänning, och för att förhindra att laster brinner upp finns maxkrav på kvoten mellan plusföljdspänning och minusföljdspänning. Nollföljden motsvarar elsystemets jordförbindelse. Nollföljdsströmmen är ett mått på hur mycket ström som inte returnerats genom fasledarna. [4]

3 Fel i elsystemen

Ett elnät drabbas med jämna mellanrum av olika slags fel. Det som skiljer felen åt är antalet inblandade faser, typ av fel samt storleken på felimpedansen. Exempel på olika fel kan vara enfas-, tvåfas- och trefasfel. Trefasfel är väldigt allvarliga ur elkvalitetssynpunkt. Ur säkerhetssynpunkt medför ett symmetriskt trefasfel ingen risk för tredje man. Enfasfel är det fel som orsakar minst skada elkvalitetsmässigt men då det är det vanligast förekommande felet kommer detta fel att behandlas i denna rapport. Ur säkerhetssynpunkt för tredje man är enfasfel ett av de farligaste felen.

Normalt vid felströmsberäkning tillämpas så kallad klassisk analys av osymmetriska fel, vilken baseras på en modell där nätet är i tomgång utan belastningsströmmar och den enda osymmetrin som är närvarande är själva felet. Bakgrunden till metoden är att i högspända nät är $R \ll X_0$. Det vill säga det är X_0 som styr felströmmen och den blir induktiv och nästan 90° färförskjuten i förhållande till $I_{belastning}$. Innan felet uppstår är alla spänningar och strömmar i systemet symmetriska vilket betyder att spänningar och strömmar i minus- och nollföljd är noll. Ett felfritt elsystem kan modelleras enligt Figur 4 där faserna är uttagna för att möjliggöra externa kopplingar vid fel. Dessa kopplas ihop på olika sätt för att representera önskat fel. [2]



Figur 4: Systemrepresentation av en trefasskena i ett symmetriskt system.

Elnät utan fel kan uttryckas med hjälp av Thevenin-ekvivalenter, en för varje symmetrisk komponent, enligt beskrivning i kapitel 2, Figur 3. Från dessa ekvivalenter fås uttrycken:

$$\begin{aligned}
 U_1 &= E_1 - Z_1 I_1 \\
 U_2 &= -Z_2 \cdot I_2 \\
 U_0 &= -Z_0 \cdot I_0.
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

Är nätets strömmar symmetriska så är $I_0=I_2=0$ och därmed är även $U_0=U_2=0$.

3.1 Enfasfel

För att analysera ett osymmetriskt fel, i detta fall ett enfasfel kan en impedans Z_F antas mellan fas a och jord i Figur 4. Vid ett stumt jordfel är denna impedans noll ohm. Ett enfel kan beskrivas med hjälp av faskomponenter vilket ger uttrycken enligt:

$$\begin{aligned} I_b &= I_c = 0 \\ U_a &= Z_F \cdot I_a. \end{aligned} \quad (8)$$

Med hjälp av (3) och första raden i (8) fås sekvenskomponenter enligt:

$$\begin{aligned} a^2 \cdot I_1 + a \cdot I_2 + I_0 &= a \cdot I_1 + a^2 \cdot I_2 + I_0 \Leftrightarrow I_1 = I_2 \\ a^2 \cdot I_1 + a \cdot I_2 + I_0 &= 0 \Leftrightarrow \underbrace{(a^2 + a)}_{-1} \cdot I_1 + I_0 = 0 \Leftrightarrow I_1 = I_0 \end{aligned} \quad (9)$$

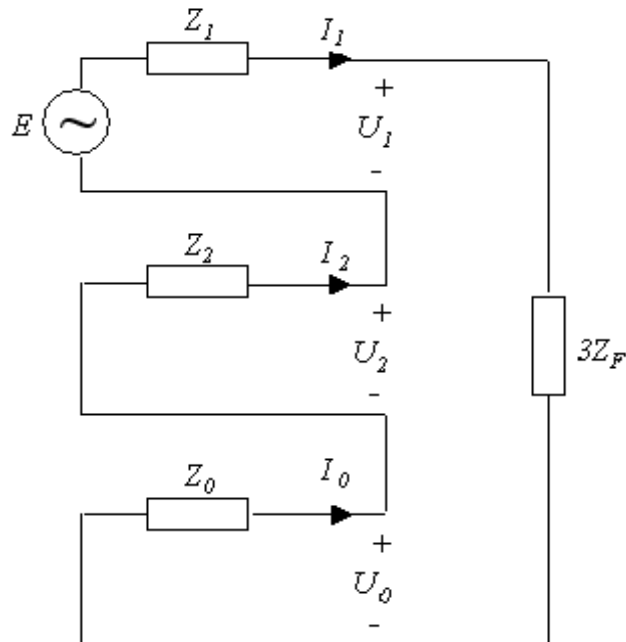
det vill säga:

$$\begin{aligned} I_1 &= I_2 = I_0 \\ I_a &= I_1 + I_2 + I_0 = 3 \cdot I_0 \end{aligned} \quad (10)$$

och med hjälp av andra raden i (8) fås:

$$U_a = U_1 + U_2 + U_0 = Z_F \cdot 3 \cdot I_0. \quad (11)$$

Dessa uttryck uppfylles om näten kopplas enligt Figur 5. [2]



Figur 5: Sekvensnättskoppling för ett enfasfel med felimpedans Z_F .

Sekvensströmmar kan nu beräknas enligt (9) och Figur 5:

$$I_0 = I_1 = I_2 = \frac{E_1}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F} \quad (12)$$

och med hjälp av (7) fås sekvensspänningarna:

$$\begin{aligned}
 U_1 &= E_1 \left(1 - \frac{Z_1}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F} \right) \\
 U_2 &= -E_1 \frac{Z_2}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F} \\
 U_0 &= -E_1 \frac{Z_0}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F}.
 \end{aligned} \tag{13}$$

Därefter kan fasströmmar och fasspänningar fås med hjälp av komponentteorins transformationsmatris vilket visades tidigare i kapitel 2. [2] Uttrycken för fasströmmar och spänningar blir:

$$\begin{aligned}
 I_a &= \frac{E_1}{Z_F + \frac{1}{3}(Z_0 + Z_1 + Z_2)} \\
 I_b &= 0 \\
 I_c &= 0
 \end{aligned} \tag{14}$$

och

$$\begin{aligned}
 U_a &= E_1 - \frac{Z_0 + Z_1 + Z_2}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F} E_1 \\
 U_b &= a^2 \cdot E_1 - \frac{Z_0 + a^2 \cdot Z_1 + a \cdot Z_2}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F} E_1 \\
 U_c &= a \cdot E_1 - \frac{Z_0 + a \cdot Z_1 + a^2 \cdot Z_2}{Z_0 + Z_1 + Z_2 + 3 \cdot Z_F} E_1.
 \end{aligned} \tag{15}$$

Ekvation (14) visar att felströmmen drivs av den positiva sekvensspänningen, och begränsas av felimpedansen tillsammans med medelvärdet av de tre sekvensimpedanserna. Värt att observera är att i (15) vid stumt jordfel är $U_a = 0$.

Den högsta fasspänning som kan uppnås i de felfria faserna på samma spänningsnivå i nätet där felet inträffar sker vid stumt jordfel då plus- och minusföljdsimpedanserna är lika samt nollföljdsimpedansen är stor (vilken den ofta är för att minska felströmmen). Ekvation (15) kan då förenklas till:

$$\begin{aligned}
 U_a &= 0 \\
 U_b &= a^2 \cdot E_1 - \frac{Z_0 - Z_1}{Z_0 + 2 \cdot Z_1} E_1 = (a^2 - 1) \cdot E_1 = E_1 \cdot \sqrt{3} \angle -150^\circ \\
 U_c &= a \cdot E_1 - \frac{Z_0 - Z_1}{Z_0 + 2 \cdot Z_1} E_1 = (a - 1) \cdot E_1 = E_1 \cdot \sqrt{3} \angle 150^\circ
 \end{aligned} \tag{16}$$

vilket visar att maximal fasspänning som kan uppnås på samma sida som felet är systemets huvudspänning.

4 Systemjordning

Felströmmarna påverkas avsevärt av vilken typ av systemjordning som används. Systemjordningen kommer in genom att addera en impedans mellan jord och nollpunkt i en transformator. Denna impedans begränsar felströmmen till ett lågt värde, ibland nära noll. För ett stumt enfasfel ($Z_F=0$) fås en felström enligt:

$$I_a = \frac{E_a}{\frac{1}{3}(Z_0 + Z_1 + Z_2)} \quad (17)$$

vilket härleddes tidigare i kapitel 3, (14). Ekvationen visar att felströmmen påverkas av fyra parametrar, men det är endast en av dem som kan användas för att avsevärt minska den. Nollföljdsimpedansen påverkar inte systemet i normal drift och den kan enkelt kontrolleras genom att addera en impedans i jordåterledaren. Om nollföljdsimpedansen ökas till ett stort värde begränsar denna felströmmen till ett litet värde. Det finns olika alternativ för jordningen och de fyra vanligaste, direktjordat, resistansjordat, reaktansjordat och isolerat system.

I direktjordade system är nollpunkten kopplad direkt till jord. Denna typ av jordning ger den största felströmmen, men de lägsta överspänningarna i de odrabbade faserna under ett enfasfel. I Sverige är elsystemen på 130 kV och högre direktjordade. [3]

Resistansjordade system innebär att transformatorns nollpunkt är kopplad till jord via en resistans. Resistansen begränsar felströmmen under ett enfasfel, men orsakar överspänningar i de odrabbade faserna. Skillnad görs på lågresistivt jordade och högresistivt jordade system. I ett system som är lågresistivt jordat väljs resistansen till ett värde så att felströmmen är två till tre gånger större än den nominella lastströmmen. Detta görs för att det ska vara enkelt att skilja på dessa strömmar med hjälp av normalt skydd (exempelvis vid mätning av fasströmmar). Vid högresistivt jordade system är felströmmen mycket lägre än vid lågresistivt jordade system, vanligtvis med storleksordningen 10 A. För denna typ av systemjordning krävs speciella jordfelskydd. [3]

Då det inte är någon koppling mellan transformatorns nollpunkt och jord är systemet isolerat. Felströmmen bestäms då av systemets totala kapacitans. Selektivitet vid skydd av dessa system är väldigt svårt. Denna typ av systemjordning kan användas i geografiskt begränsade, lågspända system där hög tillförlitlighet är det viktigaste. [3]

Genom att koppla en reaktans mellan nollpunkten och jord är det möjligt att minska felströmmen till nästan noll. Reaktansjordade system beskrivs i kapitlet som följer.

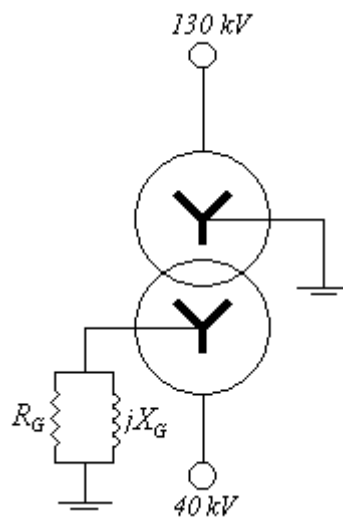
4.1 Reaktansjordad nollpunkt

För att begränsa felströmmen kan en induktans kopplas in mellan transformatorns nollpunkt och jord. Den tyska professorn W. Petersen studerade problemet då den kapacitiva jordslutningsströmmen blir så stor att svårigheter uppstår beträffande jordtagens resistans. Detta kan ske i nät med höga systemspänningar eller stora kapacitanser till jord. Petersen visade möjligheten att kraftigt begränsa den kapacitiva jordslutningsströmmen genom att ansluta en spole (Petersenspole) mellan nollpunkten hos någon lämplig transformator och jord. Genom att stämma av spolen till samma absolutvärde som systemets kapacitans bildas parallellresonans mellan systemets totala kapacitans och nollpunktsreaktors induktans vid fel. Vid en perfekt avstämd reaktor leder parallellresonansen till en oändlig impedans, men då förluster i systemet är ofrånkomligt, blir inte den resulterande jordslutningsströmmen exakt noll. Detta medför att Petersenspolen används för att minimera jordslutningsströmmen vid enpoliga jordslutningar och reducera skadeverkningar, vilket är lämpligt att göra då den kapacitiva jordslutningsströmmen överskrider några tiotal ampere. [5]

Petersenspolens grundidé var att öka driftsäkerheten genom att enfasiga jordfel av övergående natur inte behöver medföra driftavbrott. Ett exempel på sådana fel är åskfel, där den av felet orsakade ljusbågen normalt inte behöver kopplas bort från systemet utan självsläcks. Självsläckningen beror inte endast på att felströmmen hålls låg utan det faktum att spänningen på den feldrabbade fasen återvänder mycket långsamt efter att felströmmen brutits inverkar också. Ljusbågssträckan får då god tid på sig att avjoniseras. Denna självsläckande förmåga är en av de stora fördelarna med ett Petersenspolejordat system, speciellt i system med luftledning. [5]

Spoljordade system har fördelen att personsäkerheten är hög i avseende på stegspänningen. Detta uppnås tack vare att felströmmen hålls låg. I denna typ av jordade system är jordfelsströmmen låg och spänningen vid felpositionen är också låg. Jordfel vid denna systemjordning leder generellt inte till skador. [6]

Vid permanenta fel behövs skydd som kan koppla bort den feldrabbade anläggningsdelen. Felströmmen i ett reaktansjordat system är inte bara väldigt liten utan dess överföring är inte heller längre beroende av felets position. Strömöverföringen är bara beroende av resonansen mellan jordningsreaktansen och det totala systemets kapacitans. På grund av förluster flyter en liten resistiv ström under ett jordfel. Denna aktiva strömkomponent varierar med avseende på felpositionen men den är för liten för att mäta, och därmed oanvändbar i skyddssyfte. I Sverige jordas system på distributionsmellanspänningsnivå ofta med en Petersenspole parallellkopplat med ett motstånd i krafttransformatorns sekundära nollpunkt, vilket kan ses i Figur 6. Nollpunktsreaktorn parallellkopplas med ett nollpunktsmotstånd för att få möjlighet att lokalisera och koppla bort eventuella permanenta fel i ett radialmatat elsystem. Detta är möjligt eftersom motståndet ger upphov till en mätbar aktiv komponent i jordslutningsströmmen. Motståndet frångörs momentant vid ett jordfel för att ge Petersenspolen möjlighet att utföra självsläckning. Därefter kopplas motståndet åter in ett par sekunder senare för att kontrollera om felet är av permanent natur, och alltså inte kunde självsläckas. Om så är fallet kopplas den feldrabbade anläggningsdelen bort. [5]



Figur 6: 130/40 kV, YN/yn-kopplad transformator med Petersenspöle.

Då ett system består av en stor andel kraftkablar finns ingen möjlighet att en enpolig jordslutning ska självsläckas med hjälp av en Petersenspöle. Petersenspölejordning används dock ändå i sådana nät, men med nollpunktsmotståndet fast inkopplat. Syftet är här att begränsa jordfelsströmmen för att minimera skadorna på kabeln i så stor utsträckning som möjligt. [5]

5 Systemmodeller

För att kunna utföra felströmsberäkningar på näten måste komponenternas olika sekvensimpedanser bestämmas och modeller för hur impedanserna ska placeras kretsmässigt måste tas fram. De olika komponenterna i ett elsystem modelleras på olika sätt.

5.1 Luftledning – Kabel

Mittfasens fält på en luftledning motverkas av fältet från de två yttre faserna, och därför har de båda yttre faserna en högre fältstyrka än fasen i mitten. Denna osymmetri kan motverkas genom att skruva faserna på en luftledning. Detta görs i tre delar så att varje fas placeras i mitten en tredjedel av totala sträckan. Från ledningsändarna sett erhålls en identisk fältbild, vilket leder till att reaktansen blir lika i faserna. Detta gäller även för en enfaskabel, men däremot uppstår inte problemet i en trefaskabel där fasledarna är placerade på ett symmetriskt sätt. Det som framför allt skiljer luftledningar från kablar är deras värden på kapacitans och induktans. Kablar genererar mer kapacitans och mindre induktans än luftledningar på grund av ledarnas inbördes avstånd.

En skruvad transmissionsledning är en statisk komponent vilket betyder att vid normal drift är dess impedans konstant i alla faser. Fasordningen för pålagd spänning ger därför ingen skillnad i spänningsfall för sekvensen $a-b-c$ eller $a-c-b$. En naturlig följd av detta är att positiv och negativ sekvens är lika varandra.

Nollföljdsimpedansen för en transmissionsledning måste beräknas och är beroende av om ledningen har en topplina eller inte. Saknas en sådan återledare kommer felströmmen att välja jord som återledare. Med hjälp av Carsons formel kan djupet på den fiktiva återledaren beräknas, vilket vanligtvis är flera km ner i marken. Detta innebär att reaktansen är relativt hög medan resistansen är låg. Carsons formler är komplexa men förenklat kan avståndet till återledaren fås via uttrycket $D = 658 \cdot \sqrt{\rho/f}$, där ρ är jordens specifika motstånd i Ωm och f är frekvensen.

Införs en topplina kommer denna att kretsmässigt hamna parallellt med den fiktiva återledaren i jord. Jordströmmen delas då upp mellan topplinan och återledaren i jorden. Topplinan har lägre reaktans vilket medför att strömmen väljer att ta vägen via topplinan istället för via jord. Därmed stiger den totala resistansen för återledningen eftersom topplinan har högre resistans än jordåterledaren. Impedanserna i såväl plusföljd som nollföljd hamnar i modellen seriellt med nätet. [3]

5.2 Maskiner

Att bestämma sekvensimpedanser för roterande maskiners modellering i ett kraftsystem kan vara problematiskt. Det är särskilt svårt eftersom maskiner är komplexa att beskriva matematiskt, och många förenklingar krävs för att kunna få fram uttryck på de ingående ekvivalenta impedanserna. Exempelvis måste varvtal, mätningsgrad och magnetiseringskretsens linjäritet tas i beaktning. Nedan följer modellbeskrivning av de två vanligaste typerna, vilka är synkrona och asynkrona maskiner.

5.2.1 Synkronmaskinen

Synkronmaskinen används normalt sett som generator och är den vanligaste typen av generator. I synkrongeneratorn skapas ett magnetiskt fält i den roterande delen, antingen av permanentmagneter eller av en fältlindning. Statorn i en synkronmaskin är försedd med en trefas växelströmslindning. Fältflödet från rotorn inducerar spänning i statorns ankarlindning när rotorn, och därmed fältflödet, börjar rotera.

Typiskt för roterande maskiner är att plus- och minusföljdsimpedanserna inte är lika. Synkronmaskinen kan i belastningsfördelningssammanhang (plusföljd) som enklast modelleras med en spänningskälla E bakom en långsgående seriell impedans. Denna impedans är inte konstant utan varierar med strömmen (snarare ändringen i ström) från generatorn. Det normala är att ett så kallat kortslutningsprov görs där strömmen från generatorn studeras som funktion av tiden. Inledningsvis är strömmen 4-6 gånger märkström för att för turbogeneratorer sluta vid halva märkströmmen och för maskiner med utpräglade poler runt märkström. Orsaken till att strömmen varierar (sjunker) beror på att de magnetiska flödena i maskinen inte momentant kan förändras. För att kunna räkna på synkronmaskiner definieras utgående från kortslutningsprovet tre tidsfaser, det subtransienta tillståndet omedelbart efter fel med strömmen $I''=E/x_d''$, det transienta med $I'=E/x_d'$ och slutligen det stationära sluttillståndet med $I=E/x_d$. Reaktanserna kallas för i ordning subtransient, transient och synkron reaktans. Tidigare var begreppet begynnelsereaktans x_b vanligt förekommande. Storleksmässigt ligger denna mellan x_d'' och x_d' . [7]

Om en generator utsätts för en symmetrisk minusföljdspänning (överlagrad) så kommer denna driva minusföljdströmmar genom generatorn. Så länge den resulterande strömmen är liten i förhållande till plusföljdströmmen är det möjligt att approximera x_2 till x_d'' . Nollföljdsimpedansen är ännu lägre än x_d'' (20-60% av x_d'') om maskinen är Y-kopplad (eventuellt via en impedans/resistans). Detta finns att läsa i [7] och där kan ytterliggare information fås.

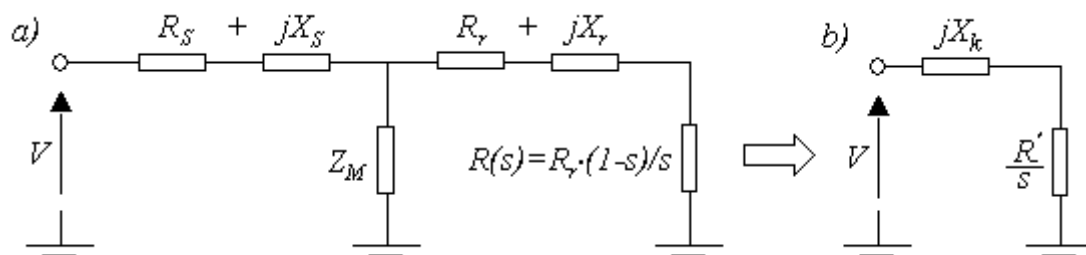
5.2.2 Asynkronmaskinen

Asynkronmaskinen är den vanligaste motorn och finns i olika effekter, från enstaka watt upp till ett tiotal megawatt. Den används också som generator i mindre vattenkraftverk och i vindkraftverk. Asynkronmaskinens stator är försedd med en trefaslindning, men enfas förekommer också. Rotorlindningen består för det mesta av aluminiumstavar som är kortslutna i ändarna. Lindningen kan även vara utförd av lindad koppartråd.

Den inducerade spänningens amplitud och frekvens i rotorledarna är proportionell mot skillnaden mellan rotorns mekaniska varvtal och det roterande flödet i maskinen. Maskinens eftersläpning definieras:

$$s = \frac{n_1 - n}{n_1} \quad (18)$$

där n_1 uttrycker det roterande statorflödets hastighet och n betecknar rotorhastigheten. Det klassiska ekvivalentschemat för en asynkronmaskin ses i Figur 7a), vars härledning förutsätts känd.



Figur 7: I a) visas kretsekvivalentschema för en asynkronmotor, och i b) dess förenklade schema.

Här representerar R_s och R_r förlusterna i stator och rotor medan $R(s)$ motsvarar effekt ut på motoraxeln. För vissa överslagsberäkningar kan schemat ytterligare förenklas enligt Figur 7b).

Vid plusföljdsström och normal drift är eftersläpningen endast några få procent. Samtidig existens av minusföljdsström alstrar ett motroterande statorflöde. Om eftersläpningen för plusföljdsström betecknas s_1 och eftersläpningen för minusföljdsström s_2 fås:

$$s_1 = \frac{n_1 - n}{n_1}$$

$$s_2 = \frac{-n_1 - n}{-n_1} = \frac{n_1 + n}{n_1} = \frac{n_1 - n}{n_1} + \frac{2n}{n_1} = \{n \approx n_1\} = s_1 + 2 \approx 2. \quad (19)$$

Parametrarna i det förenklade schemat kan lätt fås fram eftersom det som standard i regel redovisas starström och effektfaktor vid start ($s_1=1$) varvid x_k och R' kan bestämmas. I nollföljd är x_k oförändrad medan $R_2' = R'/2$.

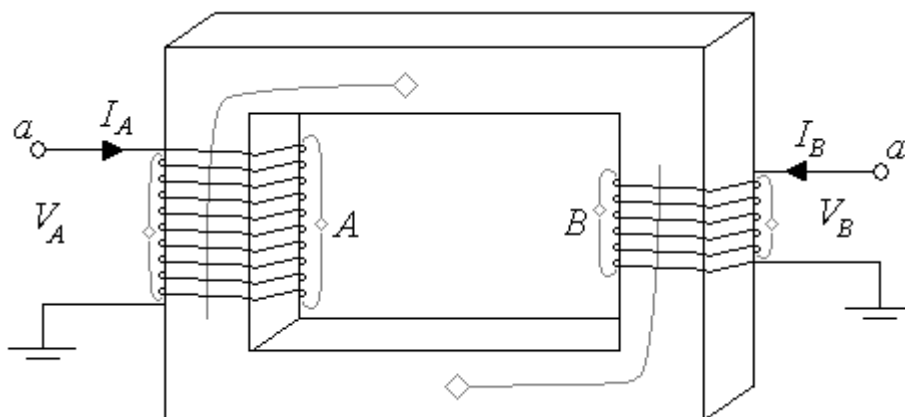
I en asynkronmaskin finns normalt ingen återledare uttagen och dess impedans för nollföljdsström är därför oändlig. [3]

5.3 Transformatormodeller

Transformatorn är en av de mest komplexa komponenterna när det gäller att bestämma dess sekvensimpedanser och kretsmodeller. Detta beror dels på att den har flera inkopplingsmöjligheter, dels att kärnkonstruktionen varierar men även på att den kan jordas på olika sätt. Dessutom kan transformatorer utformas olika, antingen som tre stycken enfastransformatorer eller en trefastransformator, vilket också påverkar modelleringen. Stor inspiration till detta kapitel har hämtats i O. Elgerds bok [8]. Denna bok kan vara svår att få tag på så den intresserade läsaren hänvisas till den mer lättillgängliga boken av E. Clarke [9].

5.3.1 Transformatorprincipen

En schematisk bild av en enfastransformator kan ses i Figur 8. Normalt sett läggs inte lindningarna på olika delar av järnkärnan som bilden visar, utan koncentriskt på samma ben med lågspänningslindningen innerst och högspänningslindningen utanpå då den senare kräver mer isolering. För överskådlighetens skull visas de här på var sitt ben på järnkärnan.



Figur 8: Schematisk bild av en enfastransformator.

Appliceras en växelspänning på primärsidan alstras ett magnetflöde i järnkärnan, som har samma frekvens som spänningen. För en ideal transformator antas permeabiliteten i järnkärnan vara oändlig, medan det magnetiska flödet möter motstånd i luft. Detta leder till att allt magnetflöde går i järnkärnan, och således passerar samma flöde båda lindningarna. Järnkärnans oändliga permeabilitet medför också att det i ideala fallet kan antas att ingen magnetiseringsström krävs för att skapa det magnetiska flödet. Lindningarna antas även sakna resistans för det ideala fallet. På grund av att det magnetiska flödet växlar, induceras i båda lindningarna en elektromotorisk kraft, emk, som också får samma frekvens som den tillförda spänningen. Den elektromotoriska kraftens storlek beror på flödets ändringshastighet och på antalet lindningsvarv. Effektivvärdet blir då direkt proportionellt mot flödets storlek, frekvensen samt lindningsvarvtalet. Då transformatorns primär- och sekundärsida har olika antal varv på lindningarna blir också emk:erna olika stora.

En ideal transformator har en verklig transformators funktion men saknar dess lastberoende spänningsfall, dess förluster och dess behov av magnetiseringsström. I verkligheten har den magnetiska kretsen ett magnetiskt motstånd och det åtgår en viss ström för att magnetisera

järnet, med andra ord för att alstra flödet. I järnet uppstår därför förluster och då det magnetiska flödet är ett växelflöde måste järnet oupphörligt magnetiseras om vilket leder till kontinuerliga magnetiseringsförluster. Magnetiseringsströmmen är proportionell mot den inducerade spänningen eftersom flödet är proportionellt mot spänningen. Det magnetiska motståndet medför även att en del av magnetfältet läcker ut ur järnkärnan. Dessa läckflöden är symboliskt inritade i Figur 8. Läckflödet bidrar inte till den övertransformerade spänningen, men däremot till den inducerade spänningen i den lindning som alstrar det. Lindningarnas resistans kan inte längre försummas vilket leder till ett spänningsfall och motsvarande effektförluster då ström går i lindningarna.

I en enfastransformator kan flödet röra sig i en naturlig bana i järnkärnan och således krävs inte så mycket ström för att magnetisera järnet. För en trefastransformator är det lite mer komplicerat. En trefastransformator konstrueras normalt med tre ben och i vissa fall med fem ben för att spara utrymme i höjddled. För en symmetriskt lastad trebent trefastransformator ligger de tre fasernas spänningar fasförskjutna från varandra med vinkeln 120° , detsamma gäller strömmarna och flödena. Summan av de tre flödena blir i varje ögonblick lika med noll. Detta medför att det inte finns behov för något järn för återledning av flödena utan de tre fasernas järnkärnor tjänstgör som återledning åt varandra. Flödena från de tre faserna tar ut varandra vid ändpunkterna av mittbenet. [10]

För att kretsmässigt kunna modellera den verkliga transformatorns spänningsfall och förluster konstrueras ett ekvivalent kretsschema. Vid en kretsmässig modellering av en transformator kommer magnetiseringsförlusterna, som nämnts tidigare, representeras som en shunt mot jord. Denna shunt betecknas som Z_M och definieras som förhållandet $V_A:I_A$ då B -lindningen är öppen. Då transformatorns magnetiseringsström är liten blir Z_M relativt stor. Detta har betydelse då transformatorns ekvivalenta kretsmodell ska konstrueras. I den icke-ideala världen kommer som tidigare nämnts även lindningarnas impedans att skapa förluster. Dels genom att lindningsmetallens resistivitet skapar ett oönskat spänningsfall, och dels genom de båda lindningarnas läckflöden. Från Figur 8 kan följande härledas:

$$\begin{aligned} V_A &= I_A(R_A + j\omega L_A) + I_B \cdot j\omega M_{AB} \\ V_B &= I_B(R_B + j\omega L_B) + I_A \cdot j\omega M_{AB} \\ \kappa \cdot I_A + I_B &= 0 \end{aligned} \quad (20)$$

där R_A , R_B , L_A och L_B är respektive lindnings resistans och induktans och κ är transformatorns lindningsomsättning. M_{AB} är den ömsesidiga induktansen mellan lindningarna och är lika med $\kappa \cdot \sqrt{(L_A \cdot L_B)}$. En sammanslagning av uttrycken i (20) ger:

$$V_A - \kappa V_B = I_A \{ R_A + \kappa^2 R_B + j\omega(L_A + \kappa^2 L_B - 2\kappa M_{AB}) \} \quad (21)$$

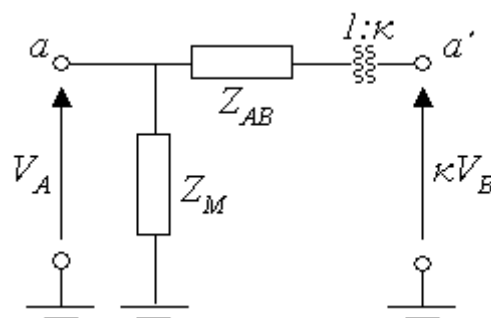
där uttrycket inom $\{ \}$ representerar den kretsmässigt sammanlagda läckimpedansen, Z_{AB} . I det ekvivalenta kretsschemat hamnar läckimpedansen seriellt med nätet. [8]

Det är i detta sammanhang viktigt att poängtera att impedanserna Z_{AB} och Z_M inte är faktiska komponenter i transformatorn. Impedanserna är bara ett sätt att representera transformatorns spänningsfall och förluster i en kretsmodell och de erhålls med hjälp av mätningar. Det

förekommer ibland att läckimpedansen Z_{AB} delas upp i en Z_A - och Z_B -del i kretsmodellen som ett försök att bättre modellera verkligheten.

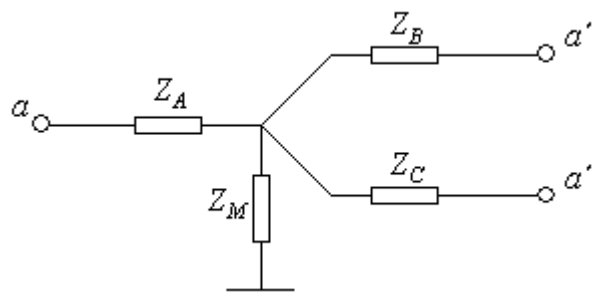
5.3.2 Plus- och minusföljd

Det som styr modelleringen av en tvålindad transformator i plus- och minusföljd är storleken på dess sammanlagda läckimpedans, Z_{AB} , samt dess magnetiseringsimpedans, Z_M . Då transformatorn utsätts för symmetrisk belastning kan flödet slutas inom järnkärnan, och därför är Z_M i plus- och minusföljd till sitt belopp oerhört mycket större än beloppet av Z_{AB} . Detta medför att Z_M kan flyttas till någon av sidorna av Z_{AB} utan att något fel av betydande storlek introduceras. Vid en exakt representation hamnar Z_M mitt i Z_{AB} , men modellen i Figur 9 är fullt tillräcklig.



Figur 9: Plus- och minusföljdsmodell för en tvålindad transformator.

I en trelindad transformatormodell representerar Z_A , Z_B och Z_C respektive lindnings läckimpedans. Då Z_M motsvarar järnkärnans magnetiseringsimpedans, placeras den kretsmässigt i mittpunkten mellan läckimpedanserna. Modellen, som är giltig för trelindningstransformatörer oavsett kopplingsart, kan ses i Figur 10. Även om läck- och magnetiseringsimpedanserna är definierade matematiskt är de svåra att få fram i verkligheten. Istället utförs en serie mätningar för att fastställa dessa värden. Vilka mätningar som kan utföras diskuteras senare i rapporten. [8]



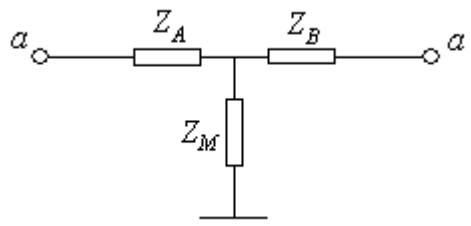
Figur 10: Plus- och minusföljdsmodell för en trelindad transformator.

5.3.3 Nollföljd

Nollföljdsmodellen för en transformator är lite mer komplicerad att härleda än plus- och minusföljdsmodellen, även om de är besläktade med varandra. Först och främst beror nollföljden på vilken kopplingsart transformatorn har, men även på vad för systemjordning som använts. Storleken på Z_M avgörs i nollföljd framför allt av transformator kärnans konstruktion. I en trebent trefastransformator kan inte nollföljdsflödet slutas inom kärnan. Det använder istället transformator tanken som återledare, vilket leder till att Z_M minskar i jämförelse med motsvarande i plusföljd. Om istället tre enfastransformatorer eller en fembent trefastransformator används kan nollföljdsflödet slutas inom järnkärnan och Z_M blir därmed relativt stor och i storleksordning med vad den är i plus- och minusföljd. Önskvärt vore att hålla magnetiseringsimpedansen stor i plusföljd för att minska de aktiva förlusterna, och liten i minusföljd för att leda felströmmar till jord. [8]

5.3.3.1 Y/y-kopplad transformator

För en Y/y-kopplad transformator motsvarar den exakta nollföljdsmodellen modellen för plus- och minusföljd, bortsett från de ingående impedansernas värden. Nollföljdsmodellen visas i Figur 11. Om transformator kärnan är fembent eller om tre stycken enfastransformatorer används kan även här magnetiseringsimpedansen flyttas ut till sidan av summan (Z_A+Z_B).



Figur 11: Nollföljdsmodell för en Y/y-kopplad transformator.

Om modellen i Figur 11 används kan tre mätningar ge de ekvivalenta impedansernas storlek. Först kortsluts a, b, c och dess tillhörande nollpunkt jordas, medan a', b', c' lämnas öppna. Därefter appliceras spänning mellan a, b, c och jord. Resultatet noteras som Z_1 %. Sedan görs testet om, fast från andra sidan. Detta resultat noteras som Z_2 %. I den sista mätningen kortsluts a', b', c' . Kortslutningen kopplas ihop med nollpunkten till a', b', c' och sedan med jord, och spänning appliceras mellan kortslutna a, b, c och jord. Resultatet från denna mätning noteras som Z_3 %. [8] Genom att studera Figur 11 kan sedan Z_1, Z_2 och Z_3 användas för att få fram impedanserna i figuren, då:

$$\begin{aligned} Z_1 &= Z_A + Z_M \% \\ Z_2 &= Z_B + Z_M \% \\ Z_3 &= Z_A + \frac{Z_B Z_M}{Z_B + Z_M} \% \end{aligned} \tag{22}$$

Dessa ekvationer kan lösas med avseende på Z_A, Z_B och Z_M vilka blir:

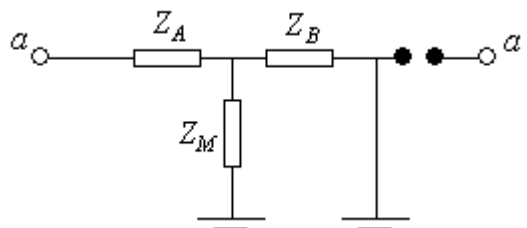
$$\begin{aligned}
Z_A &= Z_1 - \sqrt{Z_2(Z_1 - Z_3)}\% \\
Z_B &= Z_2 - \sqrt{Z_2(Z_1 - Z_3)}\% \\
Z_M &= \sqrt{Z_2(Z_1 - Z_3)}\%.
\end{aligned}
\tag{23}$$

Eftersom faserna vid tomgångsproven kortsluts då testen genomförs delas testströmmen på de tre faserna, och strömmen i varje fas inuti transformatorn blir endast 1/3 av testströmmen. Detta innebär att transformatorns ekvivalenta impedanser aldrig blir uppmätta för märkström. Vid märkström går större del av nollföljdsflödet i transformatorntanken och de vid tomgångsproven uppmätta impedansernas storlek blir missvisande. Transformatorn har en olinjär impedanskurva, vilket leder till att det är svårt att förutse vad dessa impedanser är vid märkström. Ofta interpolerar dock transformatorstillverkarna fram impedansvärdena som gäller vid märkdata.

För äldre transformatorer gjordes sällan den tredje mätningen, då $Z_3 = Z_A + Z_B // Z_M$. Detta leder till att det är tre obekanta i två ekvationer, och ekvationssystemet blir olösbart. Lösningen på problemet blir att approximera en tredje ekvation där $Z_3 = Z_A + Z_B \leq e_k$. Detta är inte en perfekt approximation, men fullt tillräcklig. På nyare transformatorer ska alltid den sista mätningen utföras, enligt *Vattenfalls* reviderade riktlinjer.

5.3.3.2 Y/Δ-kopplad transformator

Sett från primärsidan motsvarar modellen för en Y/Δ-kopplad transformator modellen för en Y/y-kopplad transformator. Men på grund av att strömmarna i deltalindningen är i fas kommer de aldrig att lämna terminalerna a' , b' , c' . Detta fysiska faktum indikeras i modellen som en kortslutning till jord. Det som begränsar den i deltalindningen cirkulerande strömmen är lindningens läckimpedans, och detta åskådliggörs i Figur 12. Nollföljdsström kan flyta genom primärsidans Y-lindning, och magnetiseringsflödet orsakar inducerad nollföljdsspänning och därmed cirkulerande nollföljdsström i sekundärsidans deltalindning. Sett från sekundärsidan är nollföljdsimpedansen oändlig, då ingen koppling till jord existerar. Det finns med andra ord ingen förbindelse i nollföljd mellan primär- och sekundärsida för en Y/Δ-kopplad transformator.



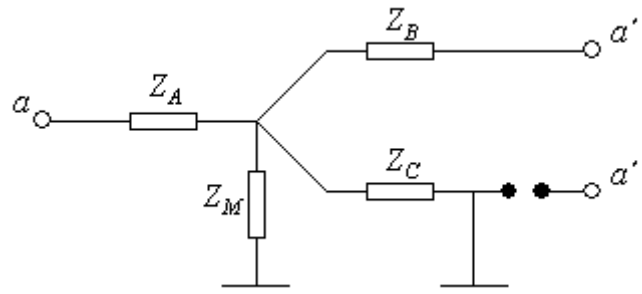
Figur 12: Nollföljdsmodell för en Y/Δ-kopplad transformator.

På samma sätt som för Y/y-kopplade transformatorer kan Z_M flyttas ut till sidan av summan ($Z_A + Z_B$) om den Y/Δ-kopplade transformatorn har en fembent kärna eller om tre stycken enfastransformatorer används, men för mer exakt representation bör modellen i Figur 12

användas. Vid en noggrannare titt på figuren ses att impedanserna Z_A , Z_B och Z_M kan representeras av en längsimpedans $Z_0 = Z_A + Z_B // Z_M$. Z_0 kan erhållas genom att kortsluta a , b , c och applicera en spänning mellan kortslutningen och jord samtidigt som deltalindningen inte är inkopplad. Sålunda krävs endast en mätning för att bestämma en Y/ Δ -kopplad transformators ekvivalenta impedans. Det praktiska resultatet är att för en Y/ Δ -kopplad trebent transformator blir Z_0 något mindre (cirka 5%) än e_{k+} , och för en fembent eller tre enfastransformatorer blir $Z_0 = e_{k+}$. [8]

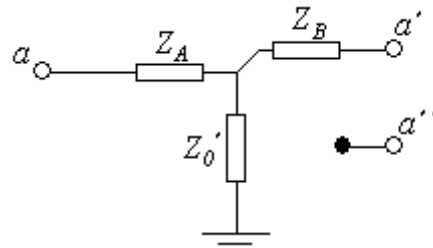
5.3.3.3 Y/y/ Δ -kopplad transformator

När det gäller trelindade transformatorer är den allra vanligaste kopplingen två stycken neutralpunktsjordade Y-kopplingar och en deltakoppling. Den deltakopplade lindningen kan användas antingen för yttre anslutning, eller som så kallad utjämningslindning för nollföljdsströmmen. I det senare fallet hjälper deltalindningen även till med att ta bort övertoner. (Det finns även Y/y/y-kopplade trelindningstransformationer. Dessa har, likt Y/y-kopplade tvålindningstransformatorer, identiska plus- och nollföljdsmodeller men med olika värden på de ingående impedanserna.) Nollföljdsmodellen för en Y/y/ Δ -kopplad trelindningstransformator liknar en sammanslagning av två tvålindningstransformatorer, en Y/y-kopplad och en Y/ Δ -kopplad. På samma sätt som för just Y/ Δ -kopplade tvålindningstransformatorer är kortslutningen av Z_C det kretsmässiga sättet att representera de cirkulerande balanserade nollföljdsströmmarna i deltalindningen. Om tre stycken enfastransformatorer eller en trefastransformator med fembent kärna används kan magnetiseringsimpedansen Z_M oftast försummas. För mer exakt representation bör den dock vara med på det sättet som visas i Figur 13. [8]



Figur 13: Nollföljdsmodell för en Y/y/ Δ -kopplad transformator.

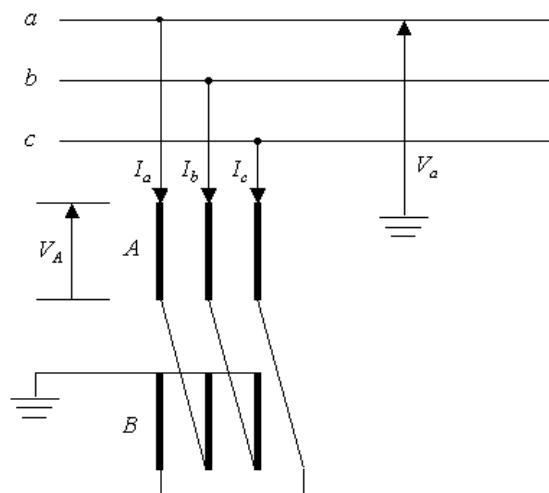
Vid en närmare observation i Figur 13 inses snabbt att Z_M och Z_C är parallellkopplade till jord, och dessa kan ersättas med en enda komponent. Om Z_C används som optimerad utjämningslindning kan på detta sätt önskemålet om låg magnetiseringsimpedans i nollföljd uppnås, utan att den minskas i plus- och minusföljd. I Figur 14 är Z_M och Z_C ersatta med ekvivalenten Z_0' . Detta har gjorts för att förenkla framtagningen av transformatorns ekvivalenta impedanser, då endast tre mätningar krävs (för en Y/y/y-kopplad transformator krävs fyra olika mätningar för att bestämma de fyra ekvivalenta impedanserna). Dessa tre mätningar är samma som de som beskrevs tidigare i kapitel 5.3.3.1, och resultatet blir samma som i (23) då Z_M byts ut mot Z_0' . [8]



Figur 14: Förenklad nollföljdsmodell för en Y/y/Δ-kopplad transformator.

5.3.3.4 Nollpunktsbildare

I de fall ett elnät saknar permanent jordning kan en nollpunktsbildare användas. Denna utgörs ofta av en tvålindad Z-kopplad trefasig nollpunktstransformator som är parallellkopplad med ledningarna. En sådan transformator ses i Figur 15, där *A*- och *B*-lindningarna är identiska. En nollpunkt i nätet reducerar potentialen i de felfria faserna vid enfasigt jordfel. Nollpunkten kan sedan användas för exempelvis spol- eller resistansjordning. Nollpunktstransformatoren kan även förses med en extra lindning för lokalkraft.



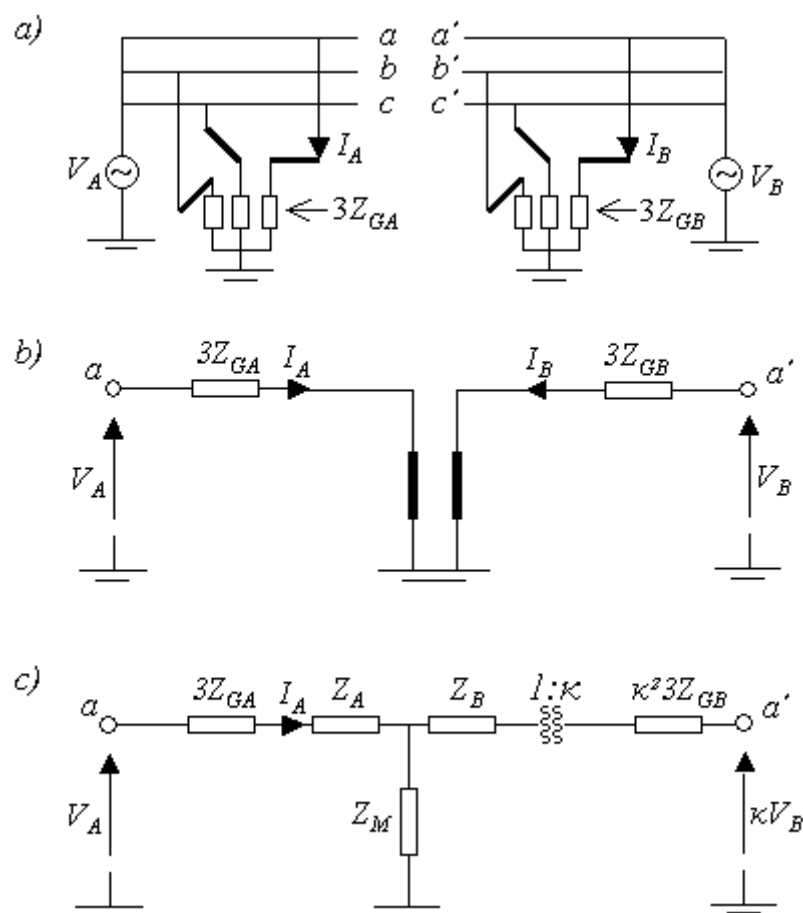
Figur 15: Z-kopplad transformator som nollpunktsbildare

För plus- och minusföljdsmodellen är magnetiseringsimpedansen Z_M dominant då lindningarna i transformatorn är identiska och kopplade på så sätt att läckimpedansen blir så liten att den kan försummas. Matematiskt ska Z_M multipliceras med faktorn 3 i plus- och minusföljd. Därför är det uppenbart att strömmen som dras av den under normal drift är väldigt liten och kan försummas.

I nollföljdsmodellen däremot, blir det matematiskt läckimpedansen Z_{AB} som dominerar och hamnar som shunt mot jord. Om nollpunktstransformator används hamnar den multiplicerad med faktorn 3 i serie med Z_{AB} , vilket förklaras i nästa kapitel. [8]

5.3.3.5 Nollpunktsimpedansens placering

En Y/y-kopplad transformator som antas vara jordad i transformatorns neutrala punkter med impedanserna Z_{GA} och Z_{GB} kan ses i Figur 16a). Z_G ingår som synes i figuren med faktorn 3 på grund av att nollföljdsströmmen i samtliga 3 faser passerar impedansen. Då nollpunktsutrustningen på primärsidan endast genomlöps av primärsidans fasströmmar, och nollpunktsutrustningen på sekundärsidan endast av sekundärsidans fasströmmar måste dessa impedanser i modellen hamna på så sätt att detta stämmer. Den förenklade modellrepresentationen i Figur 16b) uppfyller detta krav. Adderas sedan den i kapitel 5.3.3.1 framtagna modellen för en Y/y-kopplad transformator blir modellen som Figur 16c) visar. Nollpunktsutrustningen hamnar alltså seriellt med både respektive lindnings impedans samt över- och underliggande näts impedans. Härur inses att en isolerad nollpunkt ger en oändlig seriell impedans som kan modelleras som avbrott. [8]



Figur 16: Härledning av nollpunktsutrustningens placering i nollföljdsmodellen för en YN/yn-kopplad transformator.

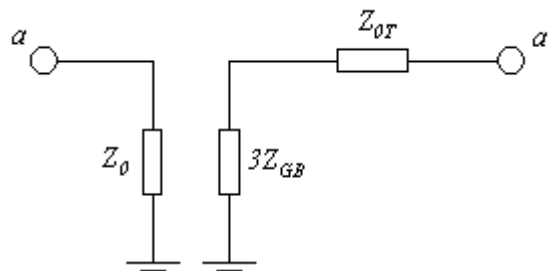
I Sverige används vanligen Petersenspolejordning med nollpunktsmotstånd på transformatorns lågspända sida medan den högspända sidan direktjordas för YN/yn-kopplade transformatorer på distributionsmedelspänning. Vid detta fall blir $3Z_{GB}$ Petersenspolens och motståndets värde och $3Z_{GA}$ blir lika med noll. Historiskt sett har nollföljdsmodellen med Petersenspole förenklats på så vis att $3Z_{GB}$ satts direkt till jord på den lågspända sidan, och att kopplingen mellan de båda sidorna setts som avbrott. Förklaringen till att förenklingen är möjlig kommer ur transformatorns ekvivalenta impedanser sett från vardera sidan i nollföljdsmodellen. Dessa ekvivalenter beräknas genom:

$$Z_{ekv,a} = Z_A + \frac{Z_M \cdot (Z_B + Z_{nät,a'} + \kappa^2 \cdot 3 \cdot Z_{GB})}{Z_M + Z_B + Z_{nät,a'} + \kappa^2 \cdot 3 \cdot Z_{GB}} \quad (24)$$

och

$$Z_{ekv,a'} = \kappa^2 \cdot 3 \cdot Z_{GB} + Z_B + \frac{Z_M \cdot (Z_A + Z_{nät,a})}{Z_M + Z_A + Z_{nät,a}} \quad (25)$$

där $Z_{nät}$ är det bakomliggande nätets ekvivalenta impedans. Då $3Z_{GB}$ varit helt dominerande, vilket är fallet vid luftledningsnät, har förenklingen i Figur 17 varit korrekt. Z_0 i figuren är summan av Z_M och Z_A . Z_{0T} kan approximeras till transformatorns e_k vilken är ungefär samma som Z_{AB} .



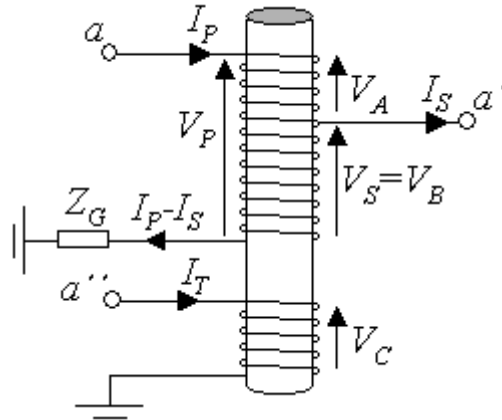
Figur 17: Förenklad nollföljdsmodell av en transformator jordad med Petersenspole.

Nätets utformning står nu inför en förändring med mycket kablfiering och därmed ökande kapacitiv jordfelström för spolarna att kompensera. Petersenspolarna blir större strömmässigt vilket innebär att de minskar som begränsande impedans mellan primärt- och sekundärt nollföljdsystem, och $3Z_{GB}$ tappar sin dominans. Vid långa kablfieringar på landsbygden finns risk för att den av nätet genererade kapacitansen blir så stor att den kompenserande Petersenspolens impedans minskar till ett så litet värde att den förenklade nollföljdsmodellen i Figur 17 inte längre gäller. För att representera nollföljden korrekt bör modellen i Figur 16c) användas.

5.3.3.6 Autotransformator

I Sverige är autotransformatörer på grund av storleks- och transporteringskäl standard vid transformering från 400 kV till 220 och 130 kV. Figur 11 är en korrekt modell även för autotransformatörer. För att få fram värdena på de ingående impedanserna krävs de tre mätningar som beskrevs för en Y/y-kopplad transformator i kapitel 5.3.3.1 tidigare.

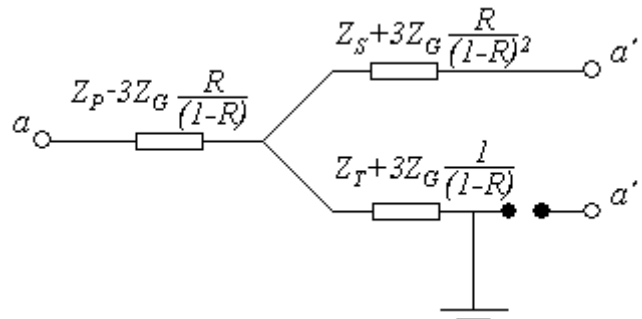
I en ojordad tvålindad trefasautotransformator finns ingen shunt i nollföljdsmodellen. Däremot finns det en stor seriell impedans. Denna kan endast mätas fram, och det görs genom att kortsluta båda ändar av autotransformatören och sedan applicera en enfassspänning mellan de kortslutna ändarna. Stora autotransformatörer har ofta en tredje deltakopplad lindning, se a'' i Figur 18.



Figur 18: Schematiskt bild av lindningarna i en trelindad autotransformator med nollpunktsimpedans.

Nollföljdsanalysen av dessa transformatorer är mer komplex än de övriga transformatorerna, och därför redovisas endast resultatet av analysen i Figur 19. Där ses att nollföljdsutrustningens placering är seriellt med läckimpedanserna, vilket förklarades i föregående kapitel. Korrigeringsfaktorn R i nollföljdsmodellen motsvarar $(V_P - V_S)/V_P = V_A/(V_A + V_B)$.

Genom att studera Figur 19 inses att de tre ingående impedanserna värden kan erhållas med hjälp av samma mätningar som utfördes för kretsen i Figur 11. Värdet på Z_G antas vara känd och denna förbikopplas under mätningarna. Resultatet blir då samma som (23), då Z_A byts ut mot Z_P , Z_B mot Z_S och Z_M mot Z_T . [8]



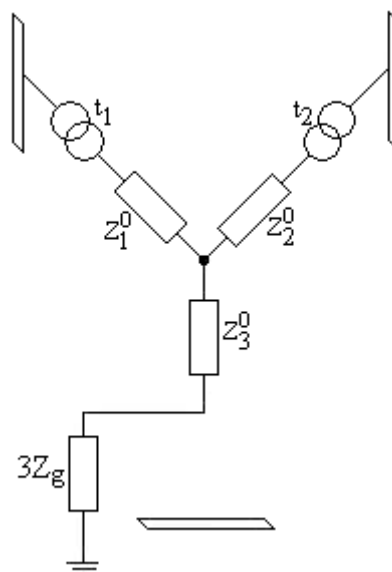
Figur 19: Nollföljdsmodell av en trelindad autotransformator med nollpunktsimpedans.

6 PSS/E modellering

Nollföljdsmodellering av spoljordade YN/yn-kopplade transformatorer har historiskt setts som avbrott och det finns idag ingen direkt modell i simuleringsprogrammet PSS/E som kan användas för en korrekt modellering enligt Figur 16c). De flesta modeller som finns för tvålindande transformatorer saknar antingen förbindelsen mellan primär- och sekundärsidan, eller förbindelsen med jord.

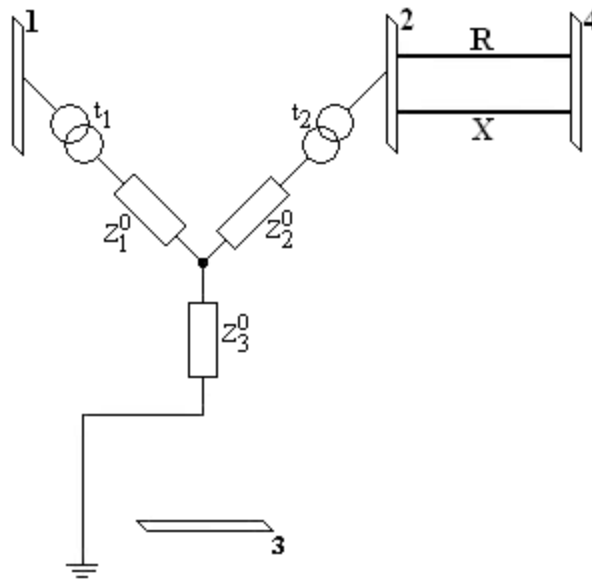
Den enda tvålindningsmodell som skulle kunna uppfylla kraven som nu ställs är modellen med "connection code = 8". Modellen är en så kallad π -länk, och har alltså både primär- och sekundärsidan jordade genom impedanser samt en koppling mellan de båda sidorna genom en impedans. Nackdelen med modellen är att dess indata i form av impedansvärden behöver beräknas fram utifrån en matematisk Y- Δ transformering. Detta gör att de ingående impedansernas betydelse för resultatet blir svårtolkat.

En modell vore att önska, där värdenas innebörd för resultatet är lättolkade och där värden för enskilda impedanser kan ändras var för sig. För tydlighetens skull föll därför valet istället på en trelindad Y-kopplad variant enligt Figur 20. Modellen har "connection code = 2" i PSS/E och representerar enligt programmet en Y/y/ Δ -kopplad transformator. Här framgår tydligt den gamla teorin om att nollpunktsutrustningen hamnar som shunt mot jord istället för seriellt mot nätet. Impedansen $3Z_g$ i figuren sätts lika med noll och försvinner på så sätt ur modellen. Kvar finns då en modell som motsvarar den i Figur 11 för en Y/y-kopplad transformator.



Figur 20: PSS/E modell för trelindad transformator med "connection code = 2" [11]

För att relativt enkelt kunna undersöka strömmen och spänningen över nollpunktsutrustningen infördes två stycken fiktiva ledningar. En för nollpunktsmotståndet och en för nollpunktsreaktorn mellan skena 2 och 4 enligt Figur 21. Två extra skenor (skena 3 och 4 i figuren) måste införas då tvålindade transformatorer ska modelleras, och en extra skena för trelindade varianter (skena 4). För tvålindade transformatorer får skena 3 ingen fysikalisk mening, utan är en så kallad "dummy" skena.



Figur 21: Nollföljdsutrustningens inkoppling i PSS/E modellen.

6.1 Nätmodellering 140/40 kV

Då det tidigare antagits att ingen koppling mellan primär- och sekundärsidan av en transformator funnits, har sekundärsidans nät historiskt sett helt saknat nollföljdsdata. På primärsidan har nollföljdsdata funnits, men vid en första anblick i *Vattenfalls* verkliga nätdatabank upptäcktes massor av shuntar och egenhändiga lösningar. Ett komplett fiktivt matande 140 kV testnät utgående från näten i *Bohuslän/Dalsland* togs därför fram, med korrekta symmetriska komponentdata. På så sätt är det lättare att analysera vad som sker då olika fel appliceras utan att andra nätrelaterade problem uppstår.

Till 140 kV nätet kopplades tre stycken underliggande 40 kV nät in fördelat på sex transformatorer. Näten hämtades från nätdatabanken för att få så realistiska nät som möjligt. Värdena på de sex transformatorerna som ingick hämtades från respektive näts verkliga transformatorer. Samtliga sex transformatorer är av kopplingsart YN/yn, är direktjordade på 140 kV sidan och har nollpunktsutrustning ansluten till 40 kV sidan enligt Figur 21.

De tre 40 kV näten kopplades ihop enligt Figur 22 där *Färlev* kopplades in i ”*Munkedal*” genom två transformatorer med separata nollpunktsutrustningar, *Ramseröd* kopplades in i ”*Uddevalla*” genom två transformatorer med gemensam nollpunktsutrustning och *Mellerud* kopplades in i ”*Mellerud*” genom två transformatorer med separata nollpunktsutrustningar.

Transformator *T2* i *Färlev* saknar utjämningslindning, de övriga har en men den är konstruerad olika. En optimerad utjämningslindning brukar dimensioneras till en tredjedel av transformatorns huvudlindnings märkeffekt. Deltalindningarna i transformatorerna i *Mellerud* har som huvuduppgift att förse *Banverket* med 6 kV och inte att verka som optimerad utjämningslindning så som *Färlev T1*, *Ramseröd T1* och *T2*. Detta inses genom att studera storleken på magnetiseringsimpedansen, Z_M . Impedansvärdena i nollföljd för respektive transformator redovisas i Tabell 1. [8]

För att kunna komplettera nollföljdsdata för 40 kV nätet togs standardvärden per längdenhet för luftledning respektive kabel fram. Med hjälp av dessa värden kunde det underliggande 40 kV nätet varieras mellan att helt bestå av luftledning och att helt vara kablifierat.

Luftledning

$X_+ = 0,34 \Omega/\text{km}$
 $B_+ = 6,6 \text{ kVAr}/\text{km}$
 $R_0 = 0,3 \Omega/\text{km}$
 $X_0 = 1,8 \Omega/\text{km}$
 $B_0 = 2,9 \text{ kVAr}/\text{km}$

Kabel

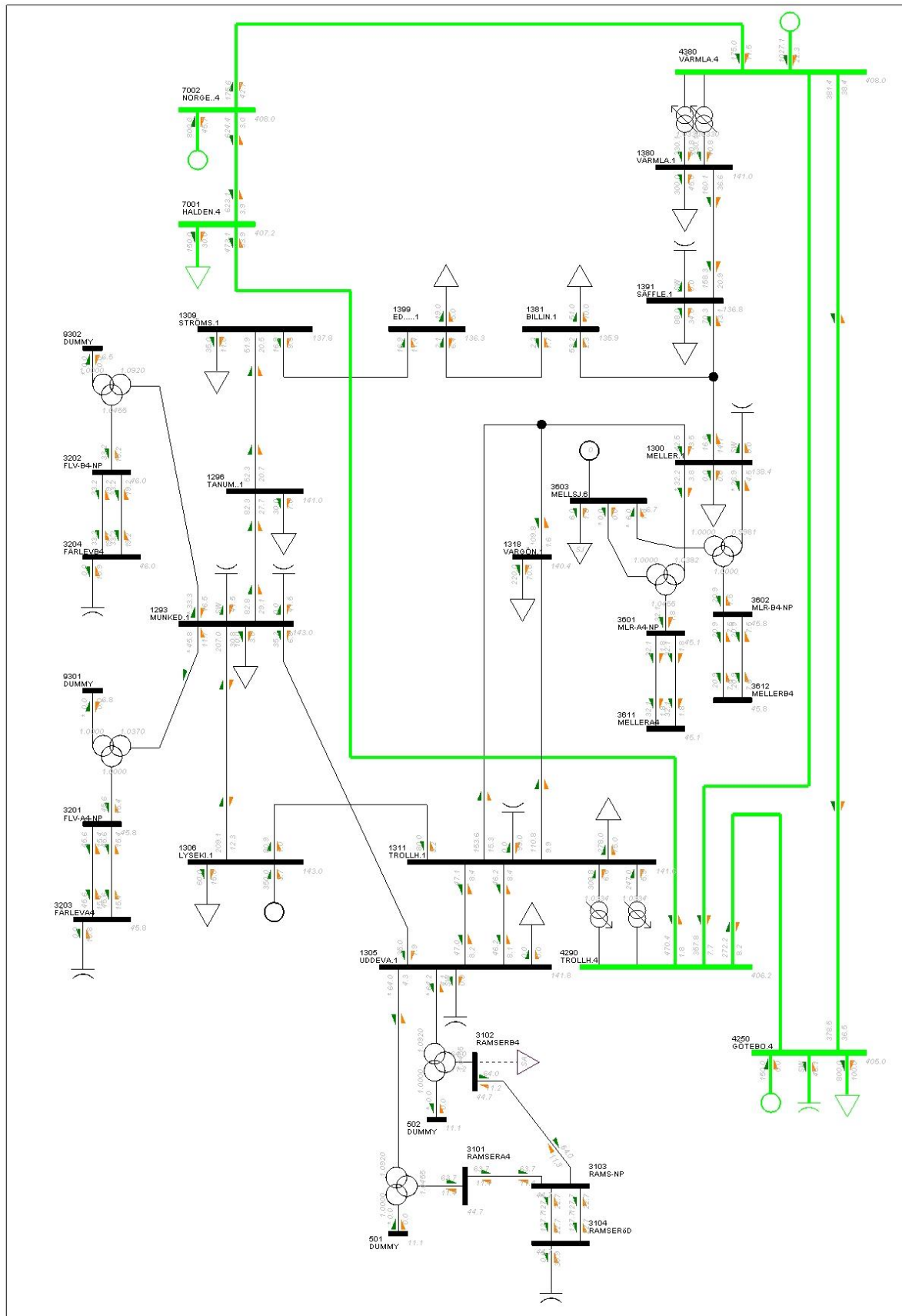
$R_+ = 0,12 \Omega/\text{km}$
 $X_+ = 0,13 \Omega/\text{km}$
 $B_+ = 140 \text{ kVAr}/\text{km}$
 $R_0 = 0,5 \Omega/\text{km}$
 $X_0 = 0,6 \Omega/\text{km}$
 $B_0 = 140 \text{ kVAr}/\text{km}$

6.2 Järva 220/20 kV

I Järva inträffade ett verkligt problem som ledde till misstankar om att transformatorns sidor kretsmässigt har koppling i nollföljd, vilket förklaras senare i kapitel 7.4. Ett modellnät av Järva kompletterades därför med nollföljdsdata, för att felströmsberäkningar av ett känt fall skulle kunna genomföras. I Järvastationen finns två stycken 220/20 kV transformatorer med kopplingsart YN/yn. Läckimpedanserna Z_A och Z_B samt magnetiseringsimpedansen Z_M redovisas i Tabell 1. Z_M i tabellen visar att de saknar optimerade utjämningslindningar. 20 kV nätet består av två huvudskenor med cirka 15 ledningar å 3-10 km vardera som genererar 300 A respektive 370 A kapacitiv felström.

Tabell 1: Storlek och värden på nollföljdsimpedanser för transformatorer då $S_{bas}=1000 \text{ MVA}$. Placeringen av impedanserna i tabellen kan ses i Figur 11.

	Effekt för huvudlindning [MVA]	Z_A [pu]	Z_B [pu]	Z_M [pu]
<i>Färlev T1</i>	60	1,5145	0,0530	0,6185
<i>Färlev T2</i>	63	0,3850	1,2850	12,4150
<i>Mellerud T1</i>	63	-0,3535	2,0675	6,0605
<i>Mellerud T2</i>	40	-0,2741	2,5130	4,3050
<i>Ramseröd T1</i>	75	1,4280	0,0118	0,6168
<i>Ramseröd T2</i>	75	1,3250	0,1087	0,5057
<i>Järva T3</i>	75	0,6666	2,0000	15,3333
<i>Järva T4</i>	75	0,6666	2,0000	15,3333



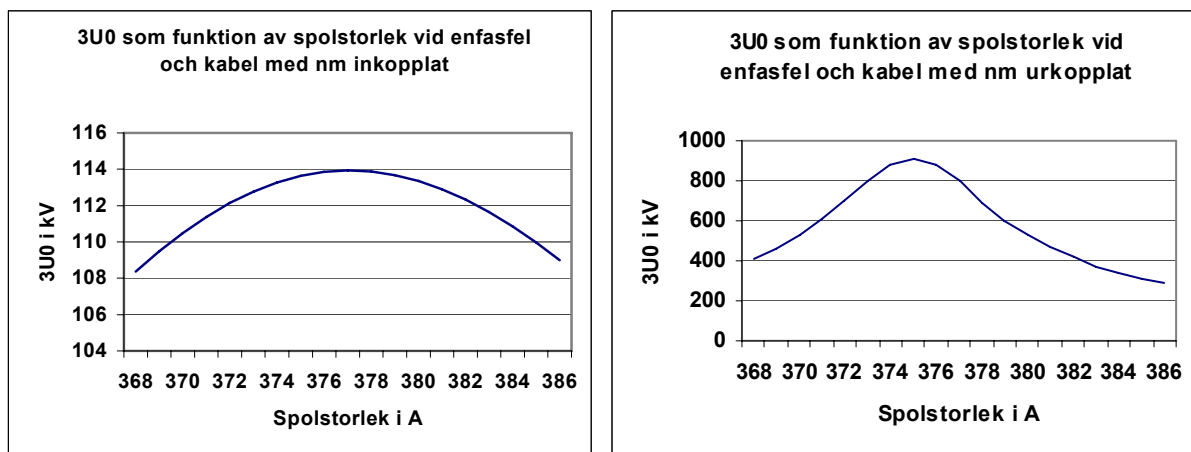
Figur 22: 140 kV testnät med tre inkopplade 40 kV nät.

7 PSS/E simuleringar med resultat

I detta kapitel presenteras resultatet av de simuleringar som utförts för att undersöka huruvida den nya modellrepresentationen förändrar näthändelser vid fel. Analysen tillämpas på de nät som beskrevs i föregående kapitel och innefattar enfasfel på primärsidan både i transformatorstationen samt en bit ut på ledningen från stationen, och enfasfel på sekundärsidan i transformatorstationen. Resultaten redovisas för luftledning respektive kabel sekundärt med och utan nollpunktmotstånd.

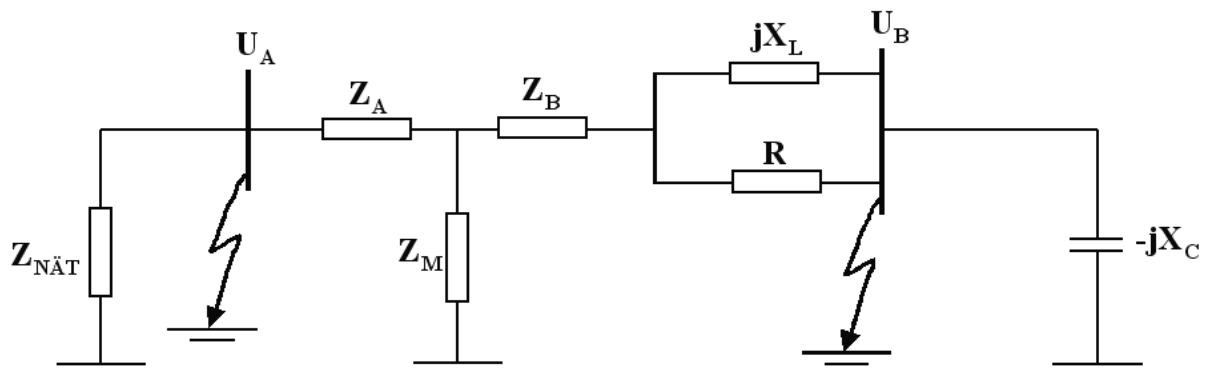
Observera att flera av de nedan redovisade spänningsnivåerna är extremt höga. I verkligheten uppnås inte dessa spänningar på grund av mättningsfenomen i reaktorer och transformatorer. Värdenas specifika belopp är inte avgörande för själva analysen, utan det har ansetts mer intressant att studera vilka parametrar som påverkar värdena.

Testnätet avstämde för både luftledning och kabel sekundärt. Figur 23 visar vad snedavstämning innebär vid enfasfel på uppsidan för *Färlev A* vid kablifierat sekundärnät både med och utan inkopplat nollpunktsmotstånd (nm).



Figur 23: Inverkan av snedavstämning vid simulerat fel primärt på *Färlev A* vid kablifierat 40 kV nät.

Då nollpunktsreaktorn stämts av uppnås parallellresonans vid fel på nedspänningssidan. I Figur 24 åskådliggörs detta som ett fel vid U_B där nollpunktsreaktorn jX_L stäms av mot $-jX_C$, Z_A , Z_B , Z_M och $Z_{NÄT}$.



Figur 24: Resonanskrets i nollföljd. Fel vid U_A medför serieresonans och vid U_B parallellresonans.

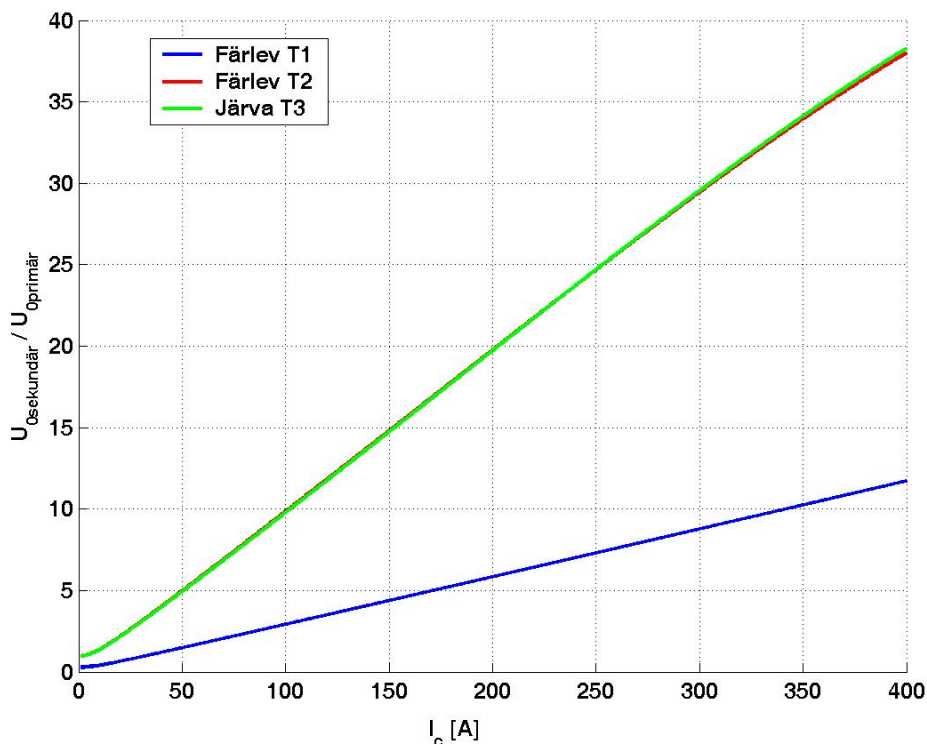
Avstämningen är önskvärd för att övergående fel ska kunna självsläckas, vilket beskrivits tidigare i rapporten. En negativ påföljd av att nätet avstämts är att då felet istället inträffar primärt och nollföljdsström går igenom transformatorn uppnås serieresonans, vilket inses då fel vid U_A i Figur 24 studeras. Två extremfall i kretsen kan studeras, dels då Z_M är oändlig och dels då Z_M är noll. Om Z_M är oändlig leder ett fel primärt till en nästan perfekt serieresonans på grund av att nätreaktansen $Z_{N\dot{A}T}$ är så mycket mindre än övriga komponenter i kretsen. Om Z_M däremot är noll kommer felströmmen vid fel primärt att shuntas till jord och ingen serieresonans uppstår. Dock är det inte möjligt att uppnå ett så lågt Z_M som noll.

Toppen av kurvorna i Figur 23 inträffar just då serieresonans uppnåtts. Då nollpunktsmotståndet kopplas ur ökar nollföljdsspänningen avsevärt, och eftersom självsläckning i ett helt kablfierat nät är omöjlig talar detta för att nollpunktsmotståndet ständigt bör hållas inkopplat.

En analys av hur förhållandet mellan nollpunktsreaktansen och nollpunktsresistansen påverkar nollföljdsspänningen från primärsidan till sekundärsidan har även utförts. Ett enkelt program skrevs i matematiksimuleringsprogrammet MATLAB där den av sekundärnätet genererade kapacitiva jordfelsströmmen sveptes från 1 A till 400 A. Nollpunktsspölen beräknades hela tiden så att kretsen var perfekt avstämd mot felströmmen. Nollpunktsmotståndet hölls vidare konstant på 10 A genom hela beräkningen. Programmet finns bifogat som Appendix.

Resultatet visas i Figur 25, och där ses att kvoten för nollföljdsspänningen mellan sekundärsidan och primärsidan är runt 1 då resistansen är i samma storleksordning som spölen, vilket innebär att själva transformatorn inte förvärrar beloppet av nollföljdsspänningen. Kvoten stiger dock till runt 40 då spölen är stor i förhållande till resistansen. Detta innebär att transformatorn, som förr redovisats som avbrott i nollföljd, nu förvärrar nollföljdsspänningen med faktorn 40. Den blå linjen i grafen representerar transformatorn *Färlev T1*, vilken är den enda i detta test som har utjämningslindning. Faktorn för denna transformator blir runt 12, vilket innebär en klar förbättring men fortfarande är den inte bra.

Ytterligare tester gjordes där resistansens storlek tilläts följa spölen storlek och då blev kvoten i stort sett en horisontell linje runt 1,4. Att öka nollpunktsmotståndet till närmare 400 A är dock en omöjlighet, då jordtagen inte är anpassade för de stora felströmmar som detta skulle medföra.

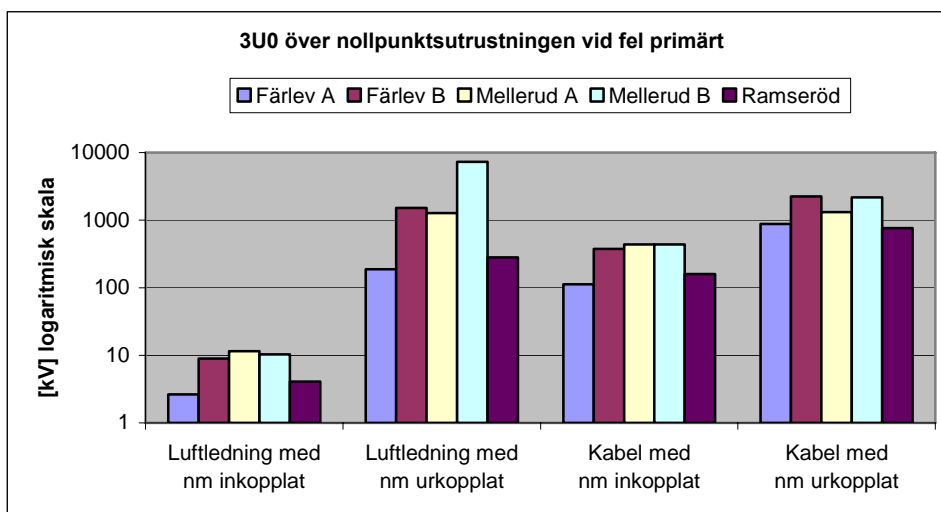


Figur 25: Simulerad nollföljdsspäningskvot mellan sekundärsida och primärsida med kontinuerligt avstämt nät.

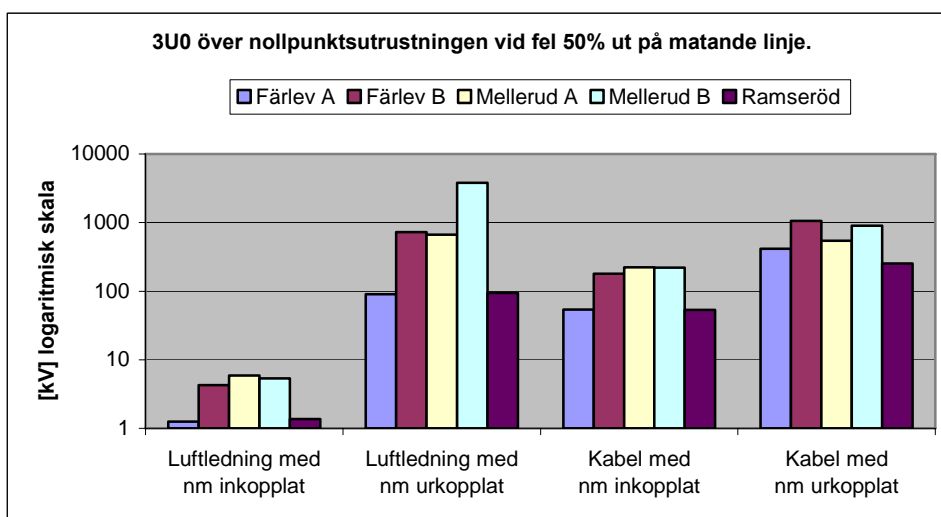
7.1 Jordslutning på 140 kV

Vid en viss nollföljdsspänning över nollpunktsutrustningen (5-7% av huvudspänningen) löses nollpunktsmotståndet ut i ett försök till självsläckning av felet om denna automatik finns. Om felet kvarstår då nollpunktsmotståndet åter kopplas in skickar nollpunktsspänningsskyddet, NUS, en bortkopplingssignal till brytaren mellan transformatorn och skenan. Överspänningsnivån, för vilken NUS löser, motsvarar den nollföljdsspänning som uppstår sekundärt då en 10 k Ω jordslutning sker sekundärt. Detta motsvarar $3U_0$ över nollpunktsutrustningen för luftledning sekundärt på cirka 7,1 kV och för kabel på cirka 6,7 kV.

Vid ett fel på primärsidan har det historiskt sett inte tagits någon hänsyn till om nollföljdsspänningen sekundärt skulle kunna bli så stor att nollpunktsmotståndet eller NUS löser, eftersom transformatormodellen setts som avbrott. Men vid vissa fall har det upptäckts att nollpunktsmotstånd kopplats ur vid fel på primärsidan. Därför är det intressant att undersöka spänningen över nollpunktsutrustningen vid fel på primärsidan då den nya modelleringen som har presenterats här används. Resultatet redovisas då ett fel inträffar direkt i transformatorstationen i Figur 26 och 50 % ut på matande ledning i Figur 27. Då felet är lagt 50 % ut på matande ledning representerar detta för *Färlev* och *Ramseröd* ungefär 16,7 km och för *Mellerud* 23,4 km ut på ledningen. Skälet till att redovisa för ett fel på matande ledning är att ett fel direkt i transformatorstationen väldigt sällan inträffar. Ett fel på matande ledning är betydligt vanligare. Ett fel direkt i transformatorstationen redovisas av den anledningen att detta motsvarar det värsta tänkbara scenariot.



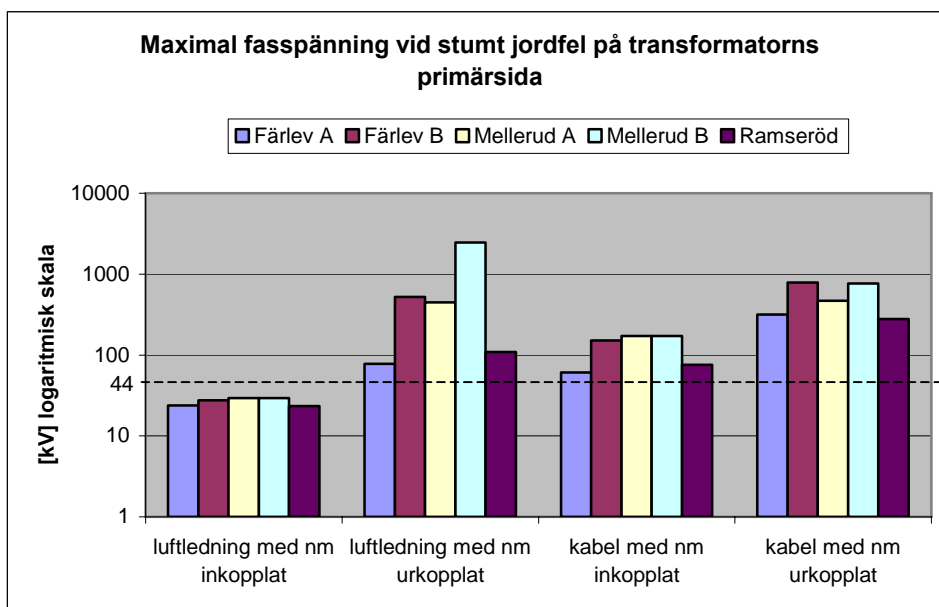
Figur 26: 3U₀ över nollpunktsutrustningen vid simulerad jordslutning på överliggande skena.



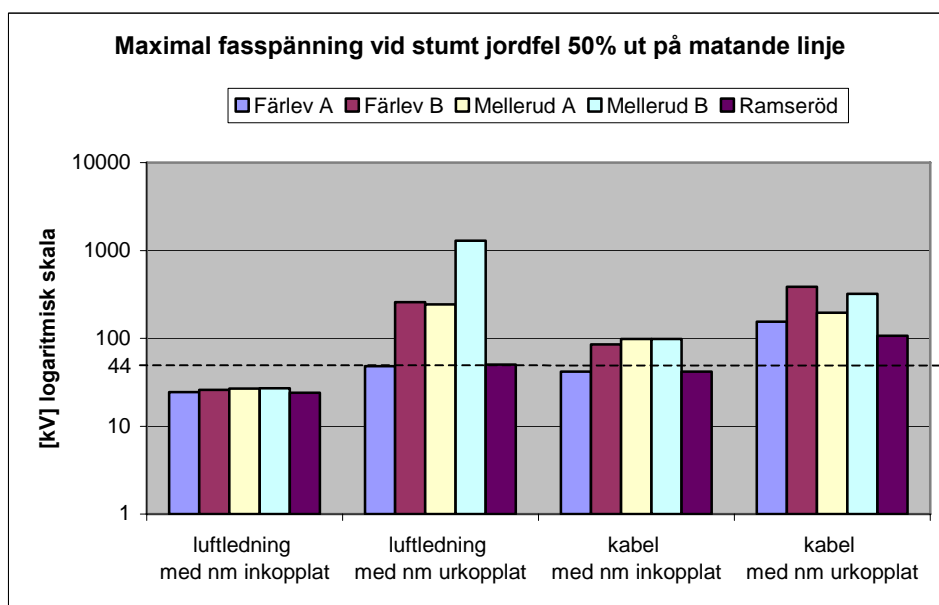
Figur 27: 3U₀ över nollpunktsutrustningen vid simulerad jordslutning 50 % ut på matande linje primärt.

Figureerna ovan visar att det är endast vid luftledning sekundärt med nollpunktsmotståndet inkopplat som nollföljdsspänningen över nollpunktsutrustningen ligger under den spänning för vilken NUS löser. Framförallt gäller detta då transformatorn har optimerad utjämningslindning som i *Färlev A* och *Ramseröd*, vilket kan ses i Tabell 1. Om nollpunktsmotståndet kopplas ur kommer tillståndet avsevärt förvärras, framförallt då sekundärnätet består av luftledning.

Även fasspänningarna på sekundärsidan vid fel primärt är intressanta att undersöka vid denna nya modellering. Fassspänningen får inte överstiga huvudspänningen, vilken ligger nära konstruktionsspänningen, då detta skulle skada komponenterna. De fasspänningar som uppmättes sekundärt i PSS/E vid ett fel primärt redovisas i Figur 28 och Figur 29. Det är endast den fas som upplever den högsta spänningen vid respektive skena som redovisas.



Figur 28: Maximal fasspänning på 40 kV skenan vid simulerad jordslutning på 140 kV skenan.

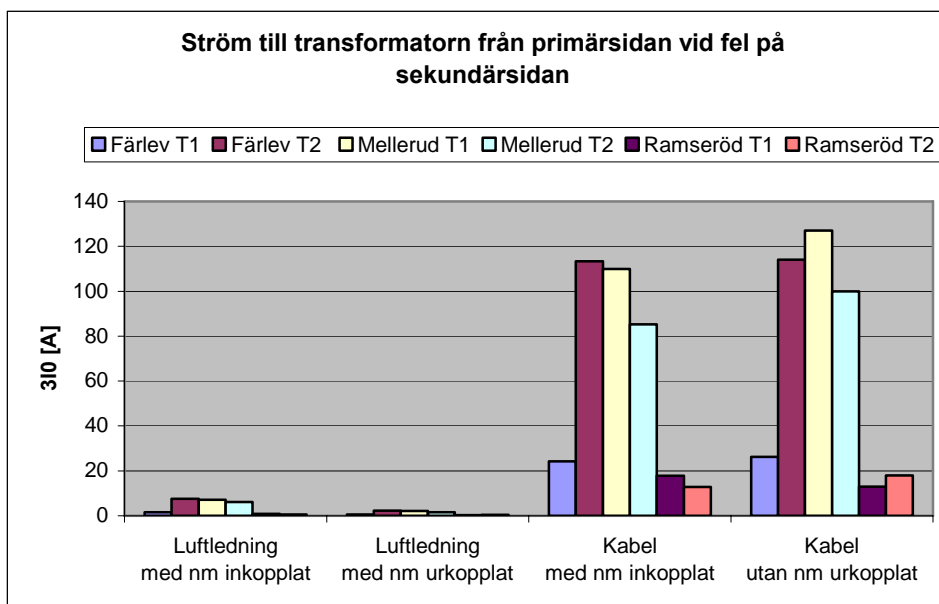


Figur 29: Maximal fasspänning på 40 kV skenan vid simulerad jordslutning 50 % ut på matande linje.

Även här kan utläsas att vid luftledning sekundärt med nollpunktmotstånd inkopplat så överskrids inte den kritiska gränsen, som för detta fall är 44 kV. *Färlev A* och *Ramseröd* ligger på gränsen i fallen luftledning utan nollpunktmotstånd och kabel med nollpunktmotstånd då felet inträffar 50 % ut på matande linje tack vare sina optimerade utjämningslindningar, se Tabell 1. I alla övriga fall överskrids konstruktionsspänningen.

7.2 Jordslutning på 40 kV

Nollpunktsströmsskyddet, NIS, sitter i transformatorns primära nollpunkt och mäter nollföljdsström. NIS löser för strömmar över 80 A primärt, och vid ett fel sekundärt är det intressant att undersöka om dessa strömmar överstigs primärt vid denna nya modellering. Nollföljdsströmmarna för respektive transformator redovisas i Figur 30.



Figur 30: Ström genom NIS på transformatorns primärsidsjordning vid simulerat fel på sekundärsidan.

Figuren visar att då lågspänningssidan mestadels består av kabel så löser NIS för *Färlev B* samt *Mellerud A* och *B*. Det som främst skiljer dessa transformatorer från de andra tre är att de saknar optimerad utjämningslindning, se Tabell 1.

7.3 Jordslutning med och utan utjämningslindning.

Från resultaten ovan kan skillnaderna mellan *Färlev A* och *B* förklaras med att *Färlev B*, som upplever något värre scenarion, saknar utjämningslindning. För att undersöka vilken betydelse en utjämningslindning har i transformatorn, växlad *T1*, ursprungligen placerad i *Färlev A*, med *T2* som ursprungligen var placerad i *Färlev B*. *T1* har utjämningslindning medan *T2* saknar, i övrigt var transformatorerna i storleksordning med varandra. Ett enfasfel appliceras i transformatorstationen primärt och sekundärt och resultaten för *Färlev A*, med och utan utjämningslindning, redovisas i Tabell 2- Tabell 4.

Tabell 2: $3U_0$ över nollpunktsutrustningen vid simulerat fel på överliggande nät.

	<u>Luftledning med nm inkopplat</u>	<u>Luftledning med nm urkopplat</u>	<u>Kabel med nm inkopplat</u>	<u>Kabel med nm urkopplat</u>
<i>Färlev A med utjämningslindning [kV]</i>	2,6	188,6	112,7	881,6
<i>Färlev A utan utjämningslindning [kV]</i>	8,7	628,7	367,8	1394,2

Tabell 3: Maximal fasspänning på 40 kV skenan vid simulerad jordslutning på 140 kV skenan.

	<u>Luftledning med nm inkopplat</u>	<u>Luftledning med nm urkopplat</u>	<u>Kabel med nm inkopplat</u>	<u>Kabel med nm urkopplat</u>
<i>Färlev A med utjämningslindning [kV]</i>	23,7	77,6	60,9	315,5
<i>Färlev A utan utjämningslindning [kV]</i>	26,9	229,2	145,8	477,3

Tabell 4: Ström genom NIS på transformatorns primärsidsjordning vid simulerat fel på sekundärsidan.

	<u>Luftledning med nm inkopplat</u>	<u>Luftledning med nm urkopplat</u>	<u>Kabel med nm inkopplat</u>	<u>Kabel med nm urkopplat</u>
<i>Färlev A med utjämningslindning [A]</i>	1,6	0,5	24,2	26,2
<i>Färlev A utan utjämningslindning [A]</i>	7,6	2,3	109,7	109,4

Tabellerna visar att i samtliga fall medför närvaron av utjämningslindning en minskning av de problemspänningar och strömmar som har varit aktuella för analys. Därmed är det inte sagt att förekomsten av utjämningslindning helt tar bort problemen.

Utan utjämningslindning överskreds spänningen över nollpunktsutrustningen för vilken NUS löser i samtliga fall. Då utjämningslindning användes sänkte detta spänningen, men endast i fallet luftledning med inkopplat nollpunktsmotstånd sänktes spänningen under gränsspänningen. I övriga fall löser alltså NUS. Detsamma gäller för fasspänningarna då huvudspänningen på 44 kV överskrids. Strömmen genom NIS däremot sänks i samtliga fall så att den ligger under gränsen på 80 A.

7.4 Jordslutning ”Järva 220/20 kV”

Våren 2007 inträffade det ett jordfel på en 220 kV ledning i centrala *Stockholm*. Härvid drabbades 220/70/20 kV stationen *Järva*. Felet kopplades bort efter 60 ms, men i samband med felet havererade en 20 kV kabel och en skyddstransformator i underliggande lågspänningsnät. 20 kV nätet består till mesta del av kabel. Detta verkliga fall tyder på att det finns en koppling mellan primär- och sekundärsida i nollföljd för transformatorn och är därför lämpligt att undersöka och modellera i PSS/E.

Tabell 5: Resultat från simulering av jordslutning på 220 kV.

	<i>Järva T3</i>	<i>Järva T4</i>
3U ₀ över nollpunktsutrustningen [kV]	214,6	262,5
Maximal fasspänning i 20 kV nätet [kV]	84,2	101,2

Tabellen visar tydligt på problem i detta fall. Spänningen över nollpunktsutrustningarna är kraftigt över gränsen för det accepterade värdet och även fasspänningarna överstiger deras gräns som ligger vid huvudspänningsnivån på 20 kV i detta fall.

8 Slutsats

Resultaten från föregående kapitel visar tydligt att modellen som historiskt använts för att modellera transformatorer med kopplingsart YN/yn i nollföljd inte korrekt redovisar vad som sker vid fel. Den modell som tagits fram under arbetet med denna rapport är en noggrannare representation av transformatorn i nollföljd och resultaten som följer efter felanalys av nät där denna modell används talar sitt tydliga språk. Det går inte längre att bortse från vad som händer på ena sidan av transformatorn vid fel på andra sidan, speciellt i de fall sekundärnätet kablifieras.

Nollpunktsmotståndets värde i förhållande till spolstorleken visade sig ha stor betydelse för överspänningar i nollföljd. En transformator som förut modellerats som avbrott i nollföljd, kan i fall med mycket kablifierat sekundärnät öka nollföljdsspänningen med upp till faktorn 40 på grund av serieresonansfenomen. Önskvärt vore att hålla storleken på nollpunktsspölen och nollpunktsmotståndet i paritet med varandra, men att ha motstånd på närmare 400 A är inte möjligt med dagens befintliga jordtag.

Analysen visar tydligt att vid jordslutning i den högspända delen av nätet finns risk för kraftiga nollföljdsspänningar över nollpunktsutrustningen på lågspänningssidan, framförallt då sekundärnätet kablifierats. Detta kan leda till att nollpunktsmotstånden kopplas ur vid fel på primärsidan vilket medför onödigt slitage på denna utrustning. Om motståndet kopplas ur kan även strömmen och spänningarna rusa iväg i spikar, vilket kan slå sönder känslig utrustning. Med nollpunktsmotståndet urkopplat uppträder problemen både vid luftledning och vid kabel.

Resultaten åskådliggör även att vid fel på transformatorns primärsida kan höga fasspänningar i sekundärsidans nät uppstå. Det har visat sig att dessa fasspänningar kan, vid kablifierat sekundärnät, överstiga konstruktionsspänning vilket kan orsaka beständiga skador på utrustning. Även här innebar fränkopplat nollpunktsmotstånd en kraftig förvärring av tillståndet.

Vid jordslutning på transformatorns sekundärsida visar analysen att nollföljdsström övertransformeras till primärsidan då sekundärsidan kablifierats och transformatorn saknar optimerad utjämningslindning. Risk föreligger då för oönskad funktion hos jordströmsskydden på primärsidan, då främst transformatorernas nollpunktsströmsskydd, NIS.

Att använda utjämningslindning visade sig ha en lindrande effekt men det var inte alltid synonymt med ta bort problemen. Ofta överstegs de spänningar och strömmar för vilka problem uppstår, även vid fallet med utjämningslindning. Det måste alltså simuleras i varje enskilt fall för att undersöka huruvida en utjämningslindning räcker för att upprätthålla tillfredställande nollföljdsströmmar och spänningar.

Sammanfattningsvis rekommenderas att använda optimerad utjämningslindning, hålla nollpunktsmotståndet inkopplat vid nät med mestadels kabel då urkopplat nollpunktsmotstånd gör tillståndet värre samt modellera transformatorerna korrekt och komplettera underliggande nät i nollföljd.

9 Diskussion

Höga felspänningar och felströmmar är inte ovanliga då ett kraftsystem råkar ut för resonansfenomen. Trots detta har denna rapport värden som nog får många att undra varför detta problem inte uppmärksammats tidigare. En del av förklaringen kan vara att PSS/E räknar med att alla komponenter har ett fast värde, eller möjligtvis ett linjärt samband. Tyvärr förhåller sig verkligheten inte alltid så, då bland andra nollföljdsimpedanser och transformatorer är olinjära komponenter. Villkoren för resonans ändras något då U_0 blir för stor och transformatorerna går i mättning. Detta, tillsammans med att PSS/E antar stationärtillstånd, medför att de värden som PSS/E redovisar inte överrensstämmer med sanningen. Det blir förmodligen inte så katastrofala värden i verkligheten som resultaten visar, men läsaren bör notera att då komponenter går i mättning är redan konstruktionsspänningsnivån överstigen, vilket är illa nog. En intressant fortsatt studie vore dock att genomföra beräkningar i något annat simuleringsprogram där mätnadsfenomen kan tas i beaktande.

Ytterligare en detalj som förbisetts i denna rapport är den aktiva förlust som spolen bidrar med. En resistans på cirka 2 % av spolens amperevärde är relativt rimligt att anta och detta kommer att påverka resultaten till viss del. Fortfarande är dock, speciellt i fallen med kabel, spolen så mycket mer dominant än den totala resistansen att påverkan är minimal.

Då deltalindningen inte är en optimerad utjämningslindning i en trelindningstransformator kan det i vissa fall dyka upp negativa värden vid beräkning av impedanserna i transformatormodellen. Dessa negativa värden påverkar beräkningarna i PSS/E till viss del. Detta kan vara förklaringen till att spänningarna vid urkopplat nollpunktsmotstånd i *Mellerud B* är högre för luftledning än de är för kabel. Transformatordata återfinns i Tabell 1 i kapitel 6.1. Dessa transformatorer är även de enda där tredje lindningen (deltalindningen) används till något annat än som utjämningslindning, nämligen matning till *Banverkets* 6 kV nät. Detta har lett till att transformatorerna har anpassats för *Banverkets* matning och inte för att tredje lindningen ska agera som perfekt utjämningslindning. Härav följer att lindningen inte ger transformatorn de bra egenskaper som en avvägd utjämningslindning annars gör.

Den rekommendation som kan ges utifrån denna rapport är att nätföretagen i framtiden måste skaffa sig bättre information om transformatordata och hur komponenter ska modelleras i nollföljd. I och med att kablifieringsprojekten ökar lavinartat kommer det att införas problem inom eldistribution som aldrig tidigare funnits. Problemen kommer inte bara att finnas i undantagsfall, utan utbredd på de flesta ställen där matande transformator är av kopplingstypen YN/yn.

En lösning på problemet kan vara att antingen driva transformatorn ojordad på primärsidan, eller att lämna sekundärsidan på transformatorn ojordad och istället sätta nollpunktsutrustningen i en nollpunktsbildare. På så sätt skapas återigen ett avbrott i nollföljd.

10 Referenser

Böcker, Artiklar och manualer

- [1] Fortescue C.L., *Method of Symmetrical Coordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks*, AIEE Transactions, Vol. 37, Part II, s. 1027-1140, 1918.
- [2] Anderson P.M., *Analysis of Faulted Power Systems*, IEEE Press Power Systems Engineering Series, New York, U.S.A, 1973 (nyutgåva 1995).
- [3] Stenborg B., *Elkraftsystem Del 2, Onormala tillstånd och systemdynamik*, ReproService Göteborg, Sverige, jan. 1994.
- [4] Bollen M.H.J., *Understanding Power Quality Problems, Voltage Sags and Interruptions*, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, U.S.A, 2000.
- [5] Lindahl S., *Felbortkoppling i transmissionsnät*, SYDKRAFT Driftavdelningen, Feb. 1991.
- [6] Xiangjun Z. m.fl., *Some Novel Techniques for Improving Power Quality in Distribution Networks*, IEEE International Conference on Electric Utility Deregulation, Restructuring and Power Technologies (DRPT2004), Hong Kong, Kina, April 2004.
- [7] Kimbark E. W., *Power System Stability vol III, Synchronous Machines*, Wiley&Sons 1956, IEEE 1995.
- [8] Elgerd O. I., *Sequence Network Representation Of Transformers In Three Phase Systems*, Moloney Electric Company, St. Louis, MO., U.S.A., Mar. 1956.
- [9] Clarke E., *Circuit Analysis of A-C Power Systems*, John Wiley & Sons, 4th printing 1950.
- [10] Alfredsson A. m.fl., *Elkraftshandboken, Elmaskiner*, Liber AB, Sverige, 1996.
- [11] *Online Documentation PSS/E version 30, Program Operation Manual: volume I*, Power Technologies, Inc., USA, Aug. 2004.

Figurer

Figurer utan referens i figurtexten är utformade av författarna till denna rapport. Till en del av dem har inspiration hämtats från befintlig litteratur och dessa refereras till nedan.

- [Figur 2] Anderson P.M., *Analysis of Faulted Power Systems*, IEEE Press Power Systems Engineering Series, New York, U.S.A, 1973 (nyutgåva från 1995).
- [Figur 5] Bollen M.H.J., *Understanding Power Quality Problems, Voltage Sags and Interruptions*, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, U.S.A, 2000.
- [Figur 9 - Figur 19, ej Figur 17] Elgerd O. I., *Sequence Network Representation Of Transformers In Three Phase Systems*, Moloney Electric Company, St. Louis, MO., U.S.A., Mar. 1956.

Appendix

MATLAB-program för framräkning av spänningskvot

```
clear all
clc
clf

%% Konstanter [pu]
% Systembaser
U_bas = 44e3;
S_bas = 1e9;
X_nat = 1*i;

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%
%      ----X_a-----X_b-----|---3X_g---|-----|
%      |                   |         |         |
%      |                   |         |         |
% X_nat   X_m                   |---3R_g---|         |
%      |                   |         |         |
%      |                   |         |         |
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Färlev T1
X_a(1) = 1.5145*i;
X_b(1) = 0.053*i;
X_m(1) = 0.6185*i;

% Färlev T2
X_a(2) = 0.385*i;
X_b(2) = 1.285*i;
X_m(2) = 12.415*i;

% Järva T3
X_a(3) = 0.66666*i;
X_b(3) = 2.0*i;
X_m(3) = 15.33333*i;

% Nollpunktsmotståndet i [A]
R_g = 10;

% Av nätet genererad I_c från 1A till 400A med 1000 jämt fördelade steg
I_c = linspace(1,400,1000);

% Ovan omräknat till impedanser [pu]
R_g_pu = (U_bas/(sqrt(3)*R_g/3)) / (U_bas^2/S_bas);
X_c_pu = i.*((U_bas./(sqrt(3).*I_c./3)) ./ (U_bas^2/S_bas));

% Skapar variabler för for-satsen nedan
X_ekv(3) = 0;
X_g_pu(3,1000) = 0;
Z_g_ser(3,1000) = 0;
Z_ekv_1(3,1000) = 0;
Z_ekv_2(3,1000) = 0;
Z_ekv_3(3,1000) = 0;
U1(3,1000) = 0;
U2(3,1000) = 0;
kvot(3,1000) = 0;
```

```

% Uträkning av X_g_pu för varje trafo (T1,T2,T3)
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Summering av impedanser som förenkling: %
%   ----X_a-----X_b-- %
%   |                 |   =>  ---X_ekv--- %
% X_nat             X_m %
%   |                 |   %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
for k=1:3
    X_ekv(k) = ((X_nat + X_a(k)) * X_m(k)) / (X_nat + X_a(k) + X_m(k)) +
X_b(k);
    X_g_pu(k,:) = X_c_pu - X_ekv(k);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Nollpunktsutrustningen omräknat seriellt för varje trafo: %
%   |---3X_g---| %
%   |         |---- => ---3R_g_seriell---3X_g_seriell--- %
%   |---3R_g---| %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
Z_g_ser(k,:) = (R_g_pu.*X_g_pu(k,:)) ./ (R_g_pu + X_g_pu(k,:));

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Framräkning av förhållandet %
%   U2/U1: %
%   % %
%   _____ U_1 %
%   |           | %
%   |           X_a %
%   |_____ |_____ U_hjälp %
%   |           | %
%   |           X_b %
% X_nat |           | %
%   |           R_g_ser %
%   |           | %
%   |           X_g_ser %
%   |           |_____ U_2 %
%   |           | %
%   |           -X_c %
%   |_____ |_____ |_____ Jord %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% Summering av impedanser som förenkling
Z_ekv_1(k,:) = X_b(k) + Z_g_ser(k,:) - X_c_pu;
Z_ekv_2(k,:) = X_b(k) + Z_g_ser(k,:);
% X_m//Z_ekv_1
Z_ekv_3(k,:) = X_m(k) .* Z_ekv_1(k,:) ./ (X_m(k) + Z_ekv_1(k,:));

% Spänningsdelning mellan U_1&U_hjälp, samt U_hjälp&U_2
%
% U_hjälp = U_1 * ( Z_ekv_3 / (X_a + Z_ekv_3) )
%
% U_2 = U_hjälp * ( -X_c / (Z_ekv_2 - X_c) )
%
% U_2/U_1 gör att U_hjälp förkortas bort
U1(k,:) = abs( (X_a(k)+Z_ekv_3(k,:)) ./ Z_ekv_3(k,:) );
U2(k,:) = abs( -X_c_pu ./ (Z_ekv_2(k,:) - X_c_pu) );
kvot(k,:) = U2(k,:)./U1(k,:);
end

% Plotta upp i graf

```

```
hold on
plot(I_c,kvot(1,:))
plot(I_c,kvot(2,:), 'r')
plot(I_c,kvot(3,:), 'g')
grid
xlabel('I_c [A]');
ylabel('U_0_{sekundär} / U_0_{primär}');
legend('Färlev T1', 'Färlev T2', 'Järva T3');
hold off
```