

UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN CLUJ-NAPOCA

Contract ID_1024/2007

**„MODEL MATEMATIC PENTRU STUDIUL
INFLUENȚEI POLUĂRII ELECTROMAGNETICE
ÎN C.A. A CONDUCTELOR METALICE
SUBTERANE DE GAZ, CU ȘI FĂRĂ PROTECȚIE
CATODICĂ, AFLATE ÎN VECINATATEA UNEI
STAȚII DE TRANSFORMARE”**

Etapa II / 2008

Termen: 31.10.2008

COLECTIV DE REDACTARE

Prof. dr. ing. Emil SIMION – director proiect

Conf.dr.ing.mat. Dan Doru MICU

Conf.dr.ing. Laura DĂRĂBANT

As.ing.drd. Denisa ȘTEȚ

As.ing.drd. Mihaela PLEȘA

Drd.ing. Andrei CECLAN

1. Rezolvarea problemelor matematice complicate care apar datorită aproximațiilor făcute în studiul teoretic al cuplajelor inductive și conductive și al dimensionării protecțiilor catodice

Evaluări analitice și numerice a integralei Carson utilizând dezvoltări în serie și analiza integralei ca funcție de parametru. Necesitatea existenței termenilor adiționali. Implementarea unui algoritm iterativ de calcul.

Datorită naturii cvasistaționare a regimului electromagnetic la frecvență industrială, pentru o LEA, fiecare din conductoarele liniei formează împreună cu pământul o configurație elementară. Teoria Carson care dezvoltă expresiile parametrilor lineici și ale câmpului este validă pentru sol omogen iar variația mărimilor este considerată exponențială, de forma $\exp(j\omega t)$, unde pulsația, $\omega=2\pi f$, este suficient de mică (frecvență suficient de joasă) astfel ca toți curenții de deplasare capacitivi în sol să fie neglijați, iar lungimea de undă este suficient de mare comparativ cu dimensiunile geometrice transversale. Calcularea impedanțelor lineice este bazată pe ecuații care conțin integrale semiinfinite cu argumente complexe numite integrale Somerfeld. Pentru evaluarea acestor integrale s-au propus serii infinite rapid convergente și de asemenea câteva aproximări convenabile ale formulelor pentru frecvențe joase și frecvențe înalte. [1], [2], [3]

În sol ($y < 0$), intensitatea câmpului electric axial este soluția generală a ecuației undelor și deci se poate admite neglijarea componentelor E_x , E_y în raport cu E_z . După aplicarea condițiilor la suprafața de separație dintre cele două medii (aer-sol) se obține componenta axială a câmpului electric în pământ utilizând configurațiile de conductoare Carson și notând $x' = x\sqrt{\alpha}$; $y' = y\sqrt{\alpha}$; $h' = h\sqrt{\alpha}$; $n = v\sqrt{\alpha}$: [3]

$$\underline{E}_z = -4\omega I \cdot \int_0^{\infty} \left(\sqrt{n^2 + j - \mu} \right) \cdot e^{-n \cdot h'} \cdot e^{y' \sqrt{n^2 + j}} \cdot \cos(x'n) \cdot dn, \quad y \leq 0, \quad (1.1)$$

Câmpul electric axial în sol, și deci distribuția densității de curent, sunt exprimate ca o integrală Fourier în funcție de frecvență, curentul I din conductor, înălțimea h a conductorului față de suprafața solului și conductivitatea σ a solului cu ($\alpha = 4\pi\omega\sigma$). [4], [5]

Deci calcularea parametrilor circuitului și a câmpului electromagnetic în dielectric depinde de evaluarea unei integrale semiinfinite de forma (1.2), unde: $p = h'_1 + h'_2 = \sqrt{\alpha}(h_1 + h_2)$; $q = \sqrt{\alpha} \cdot x$:

$$\underline{J}(p, q) = \underline{J} = \int_0^{\infty} \left(\sqrt{n^2 + j - n} \right) \cdot e^{-n \cdot p} \cdot \cos(qn) \cdot dn = \int_0^{\infty} \frac{j \cdot e^{-n \cdot p} \cdot \cos(qn)}{\sqrt{n^2 + j + n}} \cdot dn \quad (1.2)$$

Evaluarea integralei $\underline{J}(p, q)$ depinde de evaluarea integralei semiinfinite $\int_0^{\infty} \sqrt{n^2 + m^2} \cdot e^{-kn} \cdot d\mu$, al cărui rezultat are forma: $(m/k)(K_1(mk) + G(mk))$, unde $K_1(x)$ este funcția Bessel de ordinul I iar $G(x)$ este seria:

$$G(x) = \frac{x^2}{3} - \frac{x^4}{3^2 \cdot 5} + \frac{x^6}{3^2 \cdot 5^2 \cdot 7} - \frac{x^8}{3^2 \cdot 5^2 \cdot 7^2 \cdot 9} + \dots$$

Evaluarea numerică a integralei semiinfinite, folosită în calcularea câmpului și a impedanțelor proprii și mutuale ale liniilor cu retur prin sol, se face cu ajutorul seriilor infinite utilizate în energetică pentru calculul parametrilor liniilor lungi. Din integrala semiinfinită derivă o ecuație diferențială, variabila acestei ecuații diferențiale fiind un parametru care depinde de frecvență și de geometrie. [6], [7]

Pentru evaluarea integralelor semiinfinite se utilizează 2 serii infinite: o serie corespunzătoare parametrilor a de valori mici și o altă serie, serie asimptotică corespunzătoare parametrilor a de valori mari. Utilizarea seriei asimptotice este necesară deoarece seria corespunzătoare pentru valori mici ale lui a este lent convergentă pentru $a > 5$; cu alte cuvinte, dezvoltarea în serie infinită devine instabilă pentru valori $a > 8$. Seria asimptotică este adecvată pentru $a \geq 5$ la $\theta \leq 45^\circ$. La valori mari ale lui $\theta = (80^\circ \dots 90^\circ)$, rezultatele obținute sunt utilizate în probleme de cuplaje inductive și conductive; seriile asimptotice nu dau rezultate corecte în gama $a \in (5, 15)$. O expresie adițională este necesară în seria asimptotică pentru a obține valori exacte la $\theta > 45^\circ$, integrarea numerică putând fi prevenită chiar și în cele mai critice cazuri. Pentru a clarifica această problemă, s-a făcut o analiză a integralei ca o funcție de parametru. [8], [9]

Termenul de corecție Carson al impedanței mutuale pe unitate de lungime, care apare pentru a introduce influența solului, este scris conform [10] sub forma:

$$Z_{mg} = j\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \int_0^\infty \frac{e^{-\frac{(h_k+h_l)(1+j)w}{2\delta}}}{\frac{w}{2} + \sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 + 1}} \cos\left(\frac{1+j}{2\delta} w \cdot d_{kl}\right) dw = j\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \int_0^\infty \left[\sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 + 1} - \frac{w}{2} \right] \left(e^{s_1 w} + e^{s_2 w} \right) dw \quad (1.3)$$

Din relația (1.3) se poate observa că trebuie analizat următorul tip de funcție complexă definit ca o integrală:

$$k(s) = \int_0^\infty \left[\sqrt{\left(\frac{w}{2}\right)^2 + 1} - \frac{w}{2} \right] \cdot \left(e^{s w} \right) dw \quad (1.4)$$

unde valoarea lui $k(s)$ nu depinde de calea (drumul) de integrare în regiunea de regularizare. După implementarea unui algoritm numeric în MathCad (care se bazează pe metoda de cuadratură Gauss cu polinoame Laguerre de ordin IV) se obține expresia precisă pentru funcția complexă $k(s)$ care este dată de soluția particulară plus termenii adiționali:

$$k(s) = k_p(s) + \sqrt{j\pi} \cdot \frac{e^{-js^7}}{s^5 \sqrt{s}} \cdot \left(1 - j \frac{9}{21s} + \frac{17}{526s^2} - \frac{109}{8196s^3} j + \dots \right). \quad (1.5)$$

După câteva notații se obține expresia impedanței adiționale pentru termenii de corecție (pentru a estima eroarea care apare datorită neglijării termenului adițional), termeni care arată influența solului:

$$Z_{ad} = \frac{\mu_0}{2\pi} \omega \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \frac{e^{2s_3^7}}{s_3^5 \sqrt{s_3}} \cdot \left(1 - \frac{9}{21s_3} - \frac{17}{526s_3^2} - \frac{109}{8196s_3^3} \dots \right). \quad (1.6)$$

Termenul adițional este foarte important la valori foarte mari ale parametrului θ , care este de fapt un caz foarte des întâlnit în calculele de interferențe electromagnetice. Calculele de interferențe constau în principal din calculele interferențelor inductive și conductive care se fac independent unul de altul pentru ca mai apoi să fie combinate pentru obținerea unui rezultat final. [11], [12]

Aceste două tipuri de interferențe sunt liniare, adică dacă curenții longitudinali care apar datorită ambelor tipuri de interferențe sunt cunoscuți, atunci ei pot fi adunați prin superpoziție. Ținând cont de cuplarea interferențelor conductive și inductive, valorile finale nu sunt cunoscute exact, deci suprapunerea valorilor calculate independent reprezintă o aproximare. Pe de altă parte, datorită faptului că valorile curenților induși în conducte datorită cuplajului conductiv sunt cel puțin cu un ordin de mărime mai mici decât cele care apar datorită interferenței inductive, se poate spune că eroarea rezultată prin aplicarea superpoziției este mică în cazul aplicațiilor practice. S-a realizat implementarea unui algoritm iterativ care să alterneze între calculele inductive și conductive, în fiecare moment, curenții să se calculeze pe baza rezultatelor de la iterația precedentă.

2. Determinarea unui algoritm numeric de calcul al tensiunilor și curenților care se pot induce într-o rețea complexă de conducte metalice subterane localizate în apropierea unei linii electrice care intră într-o stație de transformare

Determinarea unei soluții analitice pentru expresia densității curentului indus în sol

Mediul este considerat liniar, omogen, izotrop și se pune problema determinării potențialului magnetic vector \bar{A} și a vectorului densitate de curent \bar{J} indus în sol pentru configurația Carson: un fir orizontal, infinit lung situat deasupra solului și parcurs de un curent cunoscut de forma: $i = I\sqrt{2} \sin(\omega \cdot t)$, $\bar{I} = I$ [13], [14].

Utilizând ecuațiile lui Maxwell pentru regimul cvasistaționar magnetic, cu ecuația Laplace în aer (cu $\nabla \bar{A}_0 = 0$): $\Delta A_0 = 0$ și rezolvarea numerică a ecuației Helmholtz în sol (cu $\nabla \bar{A} = -\mu_0 \sigma \bar{V}$): $\Delta \bar{A} = \gamma^2 \bar{A}$, după determinarea coeficienților din modelul creat, densitatea de curent indus în sol devine:

$$\underline{J}(x, y) = \sigma \cdot \underline{E}(x, y) = -j\sigma \omega \underline{A}(x, y) = -\frac{j\omega \mu_0 \sigma \underline{I}}{\pi} \int_0^\infty \frac{e^{y\sqrt{m^2 + j\omega \mu_0 \sigma}} \cdot e^{-mh}}{m + \sqrt{m^2 + j\omega \mu_0 \sigma}} \cdot \cos(mx) \cdot dm \quad (2.1)$$

iar expresia în complex a curentului indus în tot semispațiul este [15]:

$$\underline{I}_{ti} = \int_{-\infty}^0 dy \cdot \int_{-\infty}^\infty \underline{J}(x, y) \cdot dx; \quad (2.2)$$

Evaluarea acestei integrale semiinfinite se face analog cu algoritmul creat în paragraful 1.

Elaborarea unui model numeric diferențial pentru calculul tensiunii induse într-o conductă subterană amplasată în apropierea unei stații electrice, în caz de defect monofazat pe linie. Model de circuit echivalent

Se consideră un sistem trifazat care este caracterizat de datele din figura 1. Pe o lungime $l_1 + l_2 = 25$ km, linia care intră în stație este paralelă cu o conductă îngropată la o adâncime de 2m, distanța în plan orizontal dintre linie și conductă fiind $d = 200$ m. Conducta este izolată la capete, iar la distanța $l_1 = 12,5$ km este legată la pământ. Dincolo de zona paralelă, la o distanță $l = 200$ km de sursă, se consideră o punere la pământ a fazei 1 caracterizată printr-o rezistență de defect $R_f = 20\Omega$. [16], [17]

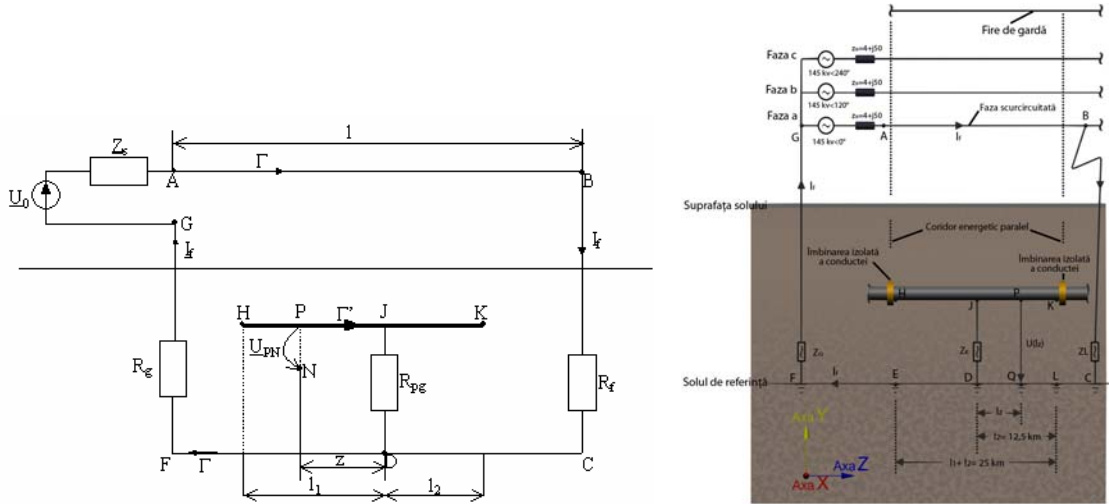


Figura 1. Structura traseului comun linie-conducător

Utilizând reprezentarea simbolică în complex pe conturul Γ curentul de defect este dat de expresia:

$$I_f = U_0 \left(\text{Re}\{Z_s\} + \frac{1}{\sigma \cdot S} + R_f + R_g \right)^{-1} \quad (2.3)$$

Aplicând legea inducției electromagnetice pe conturul $\Gamma' = \text{PJDN}$ și având în vedere că în conductă nu există curent (capetele H și K sunt izolate), se obține:

$$U_{PN} = j\omega A_c z \quad (2.4)$$

Din motive de simetrie, amplitudinea potențialului magnetic vector A_c este constant în fiecare punct al segmentului HK. [18]

În domeniul D_1 , cu $\mu_1 = \mu_0$ și $\sigma_1 = 0$, aplicând modelul numeric diferențial creat și particularizând cu $\sigma = \sigma_1 = 0$ în jurul punctului parcurs de curentul I_f (figura 2) se obține:

$$A_{0n} \left[\frac{2}{h_x^2} + \frac{2}{h_y^2} \right] = A_{1n} \frac{1}{h_x^2} + A_{2n} \frac{1}{h_y^2} + A_{3n} \frac{1}{h_x^2} + A_{4n} \frac{1}{h_y^2} + \mu_0 J_0 \quad (2.5)$$

și particularizând cu $\sigma = \sigma_1 = 0$ și $J_0 = 0$, în restul domeniului D_1 se obține:

$$A_{0n} \left[\frac{2}{h_x^2} + \frac{2}{h_y^2} \right] = A_{1n} \frac{1}{h_x^2} + A_{2n} \frac{1}{h_y^2} + A_{3n} \frac{1}{h_x^2} + A_{4n} \frac{1}{h_y^2} \quad (2.6)$$

În domeniul D_{12} , la suprafața de separație, se aplică modelul diferențial particularizat cu $J_{1(n+1)} = J_{2(n+1)} = 0$ și $\sigma_1 = 0$; $\sigma_2 = \sigma$ și se obține:

$$A_{0n} \left[\frac{2}{h_x^2} + \frac{2}{h_y^2} \right] = A_{1n} \frac{1}{h_x^2} + A_{2n} \frac{1}{h_y^2} + A_{3n} \frac{1}{h_x^2} + A_{4n} \frac{1}{h_y^2} - \frac{\sigma}{2} \mu_0 \frac{A_{0(n+1)} - A_{0n}}{\Delta t} \quad (2.7)$$

În domeniul D_2 aplicând modelul numeric diferențial particularizat cu $J_{1(n+1)} = J_{2(n+1)} = 0$ și $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma$:

$$A_{0n} \left[\frac{2}{h_x^2} + \frac{2}{h_y^2} \right] = A_{1n} \frac{1}{h_x^2} + A_{2n} \frac{1}{h_y^2} + A_{3n} \frac{1}{h_x^2} + A_{4n} \frac{1}{h_y^2} - \sigma \mu_0 \frac{A_{0(n+1)} - A_{0n}}{\Delta t} \quad (2.8)$$

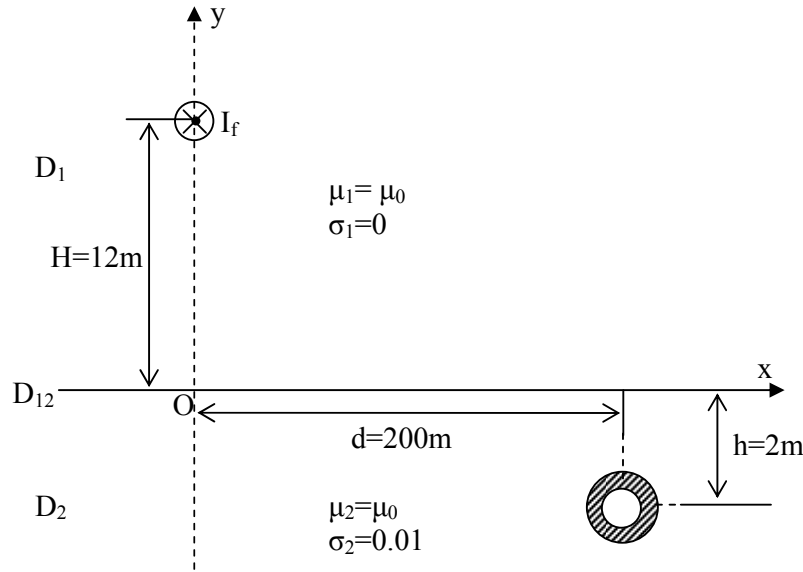


Figura 2. Domeniile structurii studiate linie-conductă

Utilizând rezultatele obținute după aplicarea, pe aceeași configurație, a metodei elementelor finite (MEF) [16] precum și rezultatele din Technical Recommendation no.7 [19], s-a realizat o comparație cu rezultatele obținute de noi prin metoda diferențelor finite (MDF). Tabelul 1 prezintă tensiunea (componenta inductivă) indusă U_{PN} , dintre un punct P de pe conductă (la o distanță $z = 1000$ m de punctul J) și solul îndepărtat, pentru un curent de defect $I_f = 1000$ A, în funcție de distanța de separație dintre conductă și LEA.

Tabel 1. Comparație în funcție de distanța de separație. Condiții de defect

Distanța de separație x (m)	Technical Recommendation no.7 U_{PN} (V)	FEM U_{PN} (V)	FDM U_{PN} (V)
50	206.5	178.4	146.12
200	107.7	100.3	87.92
2000	8.46	7.82	5.26

S-a mai realizat o analiză pentru cazul unei conducte paralele cu o linie de înaltă tensiune pe un traseu de 1 km, în condiții de operare normale, conducta fiind plasată simetric față de linia de înaltă tensiune; structura folosită este prezentată în tabelul 2. Rezultatele obținute în softwarul CatPro 1.4 AC, utilizând algoritmul 3D MEF-MEFr care utilizează modelul liniei de transmisie se compară cu rezultatele obținute aplicând MDF – tabelul 3. [20], [21]

Tabel 2. Configurația structurii analizate

Geometria liniei de ÎT	Coordonatele pe Ox: între -1000/11000 m
Tipul liniei de ÎT	SH345 kV NS
Curentul de fază	500 A
Raza conductei metalice	0.25 m
Adâncimea conductei	-5 m
Conductivitatea materialului conductei	$5.88 \cdot 10^6 (\Omega m)^{-1}$
Conductivitatea solului	$0.01 (\Omega m)^{-1}$
Frecvența de lucru	50 Hz

Tabel 3. Comparație în funcție de distanța de separație. Condiții normale

Distanța de separație	3D FEM-BEM	CatPro	FDM
25 m	4.3598	4.3629	4.7692
1 m	0.86496	0.8643	0.9439

3. Crearea unui model fizico-matematic generalizat pentru estimarea efectelor cuplajelor inductive și conductive în regim armonic dintre o rețea complexă de conducte metalice subterane și o linie electrică

Dezvoltarea modelului pe baza metodei surselor distribuite și metoda subdivizării zonei de influență în celule pentru evaluarea cu mai multă precizie a tensiunilor și curenților induși

Tratarea teoretică a influențelor linie-conductă privește cazurile simple de paralelism linie-conductă; în cazuri reale, zona de influență cuprinde în general, pe lângă tronsoane paralele, o succesiune de trasee oblice, apropieri și intersectări. [1], [2], [7]

Pentru a se putea efectua calculele, traseele oblice, apropierile și traversările se transformă prin diverse funcții de aproximare în trasee paralele. Un tronson oblic linie-conductă de distanțe d_1 și d_2 de la capete poate fi aproximat cu un paralelism cu o distanță de separație:

$$d = \sqrt{d_1 \cdot d_2}, \quad (3.1)$$

în condițiile în care:
$$\frac{1}{3} \leq \frac{d_1}{d_2} \leq 3. \quad (3.2)$$

Dacă condiția nu este îndeplinită, traseul oblic se subdividă în două sau mai multe secțiuni astfel încât să se îndeplinească condiția în fiecare secțiune în parte. În cazuri de traversări ale conductei pe sub traseul liniei, zona situată pe o distanță de 10 metri de la ambele capete ale liniei este considerată o secțiune specială. Dacă unghiul ascuțit dintre linie și conductă este mai mare de 45° , acea secțiune poate fi neglijată din punct de vedere al influențelor linie-conductă (nu se consideră cuplajele-figura 3.a). Dacă unghiul dintre linie și conductă este mai mic de 45° , secțiunea linie-conductă este considerată ca o zonă de paralelism, cu o distanță orizontală de separație de aproximativ 6 metri (se consideră existența cuplajelor - figura 3.b). Calcularea tensiunilor electromotoare induse, precum și a curenților și tensiunilor induse în conductă pe lungimea traseului real al zonei de influență, necesită o subdivizare a conductei în secțiuni (pipe elements), care se vor reduce la paralelisme având în vedere regulile prezentate mai sus.

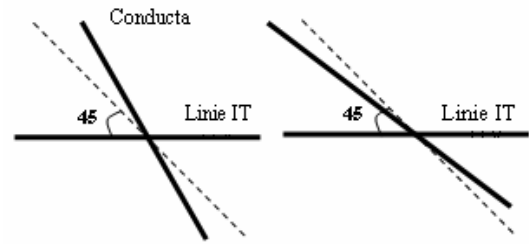


Figura 3. Cazuri de traversări ale conductei pe sub LEA

În figura 4. se prezintă un exemplu de subdivizare în secțiuni a unei zone reale de influență conductă subterană - linie electrică aeriană. În acest caz, cea mai simplă evaluare a tensiunii induse constă în aproximarea întregii zone de influență cu o zonă de paralelism perfect având o tensiune electromotoare echivalentă indusă pe unitatea de lungime constantă de forma:

$$E = \frac{1}{L_t} \sum_{i=1}^n E_i L_i, \quad (3.3)$$

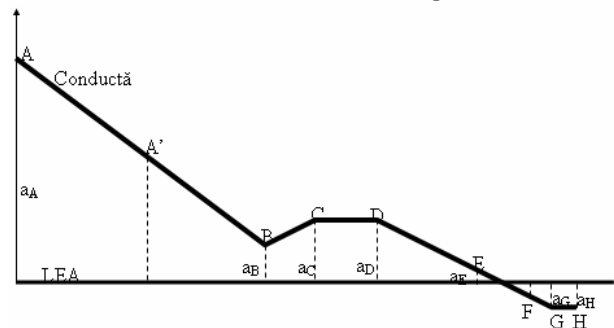


Figura 4. Subdivizare în secțiuni a unei zone reale de influență conductă subterană - linie electrică aeriană

unde E_i - este tensiunea electromotoare indusă pe unitate de lungime în secțiunea i ; L_i - lungimea secțiunii

i ; n - numărul de secțiuni; L_t - lungimea totală a zonei de influență linie-conductă: $L_t = \sum_{i=1}^n L_i$.

În multe cazuri practice, geometria structurilor care trebuie analizate este mult mai complexă pentru că, de exemplu, rețeaua de conducte metalice poate forma chiar o structură de buclă. Este foarte important, mai ales în faza de proiectare a unei noi structuri, să se poată realiza predicția tensiunilor și curenților care pot fi induși în structura victimă, pentru a putea lua măsurile de protecție necesare. [2], [24]

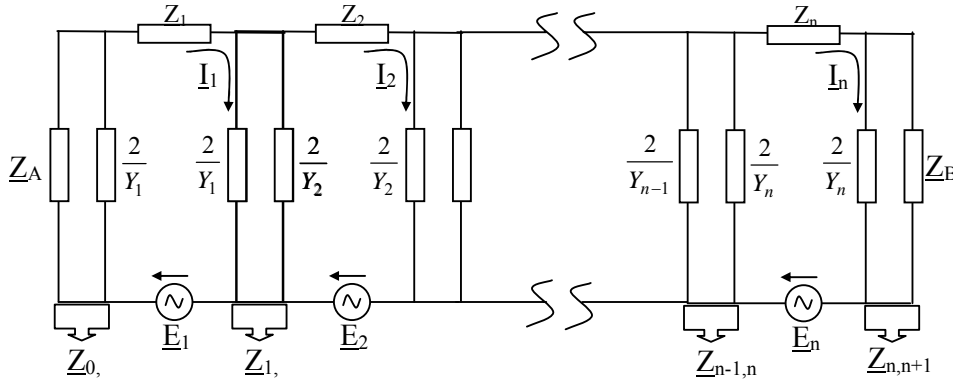


Figura 5. Subdivizare a unei zone de influență în celule. Model de circuit electric echivalent linie-conductă

Modelul de circuit echivalent utilizat este prezentat în figura 5. Linia electrică aeriană este modelată ca un lanț de impedanțe serie pe unitatea de lungime iar conductă ca o rețea de impedanțe serie și admitanțe șunt pe unitate de lungime; între linia electrică aeriană și conductă subterană există o inductivitate mutuală și capacitățile liniei se neglijează. Pentru a realiza o evaluare mai precisă a tensiunilor induse în structura victimă este necesară o subdivizare a zonei de influență într-un număr relativ mare de secțiuni. Acest pas se face cu scopul de a se putea determina tensiunile la cât mai multe poziții de-a lungul conductei.

Determinarea unei soluții numerice pentru distribuția curentului de-a lungul conductei. Algoritmul de calcul al tensiunilor și curenților induși. Studiul modelului matematic.

Efectul cuplajului inductiv al liniei electrice aeriene având un traseu paralel cu o conductă îngropată este reprezentat prin definirea unei surse distribuite de tensiune, $E_x(s)$, de-a lungul conductei, unde $E_x(s)$ este intensitatea câmpului electric longitudinal paralel cu traseul conductei. În această analiză, fiecare element de conductă infinitesimal, dx , se presupune alimentat cu o sursă de tensiune infinitesimală, $E_x dx$, unde E_x are dimensiunile unei intensități de câmp electric (V/m). Soluțiile sistemului de ecuații diferențiale corespunzător unei singure celule, ținând cont de impedanțele la capete Z_A la $x = x_A$ și Z_B la $x = x_B$ ($x_B > x_A$) sunt:

$$\underline{I}(x) = [K_1 + P(x)]e^{-\gamma x} + [K_2 + Q(x)]e^{\gamma x}; \quad \underline{V}(x) = Z_C \{ [K_1 + P(x)]e^{-\gamma x} - [K_2 + Q(x)]e^{\gamma x} \} \quad (3.4)$$

unde:

$$P(x) = \frac{1}{2Z_C} \int_{x_A}^x e^{\gamma s} \underline{E}_x(s) ds; \quad Q(x) = \frac{1}{2Z_C} \int_x^{x_B} e^{-\gamma s} \underline{E}_x(s) ds, \quad (3.5)$$

Curenții prin conductă și tensiunile induse sunt calculate cu relațiile (3.4) și pot avea valori îngrijorătoare în cazul condițiilor de defect, așa cum se arată în [2], [7], [11].

Coefficienții rezultați din condițiile de frontieră la capete au expresiile:

$$K_1 = v_1 e^{\gamma x_A} \cdot \frac{v_2 P(x_B) e^{-\gamma x_B} - Q(x_A) e^{\gamma x_B}}{e^{\gamma(x_B - x_A)} - v_1 v_2 e^{-\gamma(x_B - x_A)}}; \quad K_2 = v_2 e^{-\gamma x_B} \frac{v_1 Q(x_A) e^{\gamma x_A} - P(x_B) e^{-\gamma x_A}}{e^{\gamma(x_B - x_A)} - v_1 v_2 e^{-\gamma(x_B - x_A)}} \quad (3.6)$$

iar coeficienții (factorii) de reflexie sunt: $v_1 = \frac{Z_A - Z_C}{Z_A + Z_C}$ (factorul de reflexie la capătul din stânga al

conductivei) și $v_2 = \frac{Z_B - Z_C}{Z_B + Z_C}$ (factorul de reflexie la capătul din dreapta al conductei).

Aplicarea metodei subdivizării în celule pentru un caz practic existent

În continuare se prezintă un algoritm de calcul al tensiunilor și curenților care se pot induce într-o rețea complexă de conducte metalice subterane localizate în apropierea unei stații electrice de transformare. Analiza acestei probleme se realizează la frecvență de 50 Hz și în condiții de defect, ținând cont de existența cuplajului inductiv produs de curentul care circulă prin linia electrică care intră în stație și cuplajului rezistiv produs de curentul injectat în sol prin prizele instalației de pământare a stației. [12]

Se consideră o stație de transformare localizată în apropierea unei rețele de conducte metalice subterane, conform figurii 6. Instalația de prize de pământ a stației este dreptunghiulară 400x150 m. Se cere nivelul tensiunii care poate fi indusă de-a lungul conductei în caz de defect în stație.

Solul este considerat omogen cu rezistivitatea de 50 Ω m, iar rețeaua de conducte metalice este compusă din tuburi de diametre între 100 și 900 de mm legate la instalația de pământare în diverse puncte, în funcție de echipamentele de protecție catodică.

Algoritmul de calcul al tensiunilor și curenților induși se bazează pe următoarele aproximații:

I. Influența electromagnetică a rețelei de conducte asupra instalației electrice este neglijată. Această aproximație este valabilă atunci când instalația de legare la pământ și rețeaua de conducte metalice nu sunt conectate fizic (metalic) și permite să calculăm câmpul inductor produs de instalația electrică ca și cum structura victimă nu ar exista.

II. Este validă analiza cvasistaționară a problemei. Această a doua aproximație, care este în general valabilă la frecvența de 50 Hz, ne permite să calculăm separat într-un prim pas, câmpul inductor [22].

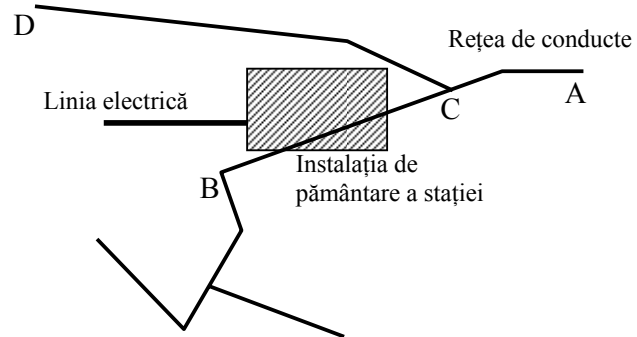


Figura 6. Structura studiată

Ținând cont de ipotezele menționate, algoritmul de calcul poate fi divizat în următoarele etape:

- Calculul câmpului inductor; Calculul tensiunii electromotoare longitudinale și a curențului transversal care reprezintă influența electromagnetică produsă de sursă (linia electrică) asupra victimei (rețeaua de conducte metalice); Modelarea rețelei de conducte metalice prin intermediul unui circuit electric echivalent; Calculul tensiunilor și curenților induși în rețeaua de conducte metalice.

Calculul a fost făcut luând în considerare 2 învelișuri izolatoare diferite: polietilenă (izolator bun) și bitum (izolator slab) și considerând un curent prin sol de 1kA care depinde de caracteristicile stației și ale liniei electrice, și poate varia de la câteva sute de amperi la zeci de kiloamperi.

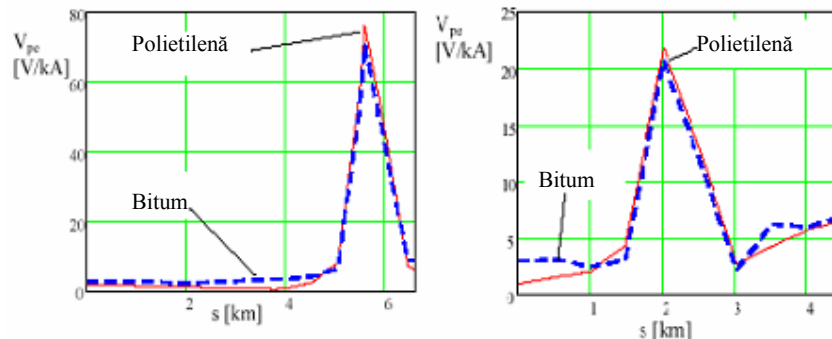


Figura 7. Distribuția tensiunii dintre conductă și sol

Figura 7. prezintă distribuția tensiunii dintre conductă și sol U_{CS} , indusă de-a lungul ramurii caracterizată de punctul inițial A și final B respectiv C și D. Vârful de tensiune indusă sunt în strânsă legătură cu punctele în care conducta traversează aria instalației de pământare a stației și pot fi explicate prin intermediul maximului potențialului la sol generat de curentul I_S în regiunea din interiorul său foarte aproape de instalația de pământare. Comparând efectul unei izolații bune și slabe avem următoarele concluzii:

- potențiale mai mari pentru conducte cu înveliș de polietilenă în zonele unde valorile de vârf sunt atinse;
- potențiale mai mari pentru conducte cu înveliș de bitum în zonele îndepărtate de valorile de vârf.

Explicația se datorează unui schimb de curent între conductă și sol care poate crește sau scădea potențialul produs de curentul I_{DS} . În general, un curent care intră în conductă dă naștere la o reducere a potențialului la sol, adică, cu cât este mai scăzută calitatea izolației conductei cu atât este mai ridicat nivelul curențului de scăpări, de unde rezultă o modificare semnificativă a potențialului la sol.

Calculul numeric este făcut prin rezolvarea unui sistem de ecuații care conține ecuațiile scrise pentru fiecare celulă în parte. Acest sistem dă ca rezultat valorile tensiunilor la capetele celulelor și curentul indus în fiecare celulă (curentul de-a lungul conductei). Sistemul de ecuații se poate scrie astfel:

$$\left\{ \begin{array}{l} (Z_{0,1} + Z_1 + Z_{1,2})I_1 - Z_{1,2}I_2 = E_1L_1 \\ -Z_{1,2}I_1 + (Z_{1,2} + Z_2 + Z_{2,3})I_2 - Z_{2,3}I_3 = E_2L_2 \\ \dots \\ \dots \\ \dots \\ -Z_{n-2,n-1}I_{n-2} + (Z_{n-2,n-1} + Z_{n-1} + Z_{n-1,n})I_{n-1} - Z_{n-1,n}I_n = E_{n-1}L_{n-1} \\ -Z_{n-1,n}I_{n-1} + (Z_{n-1,n} + Z_n + Z_{n,n+1})I_n = E_nL_n \end{array} \right. \quad (3.7)$$

S-a realizat un așa numit Block Solvers pentru rezolvarea procesului iterativ care apare pentru fiecare secțiune în parte. Un set de ecuații cu derivate parțiale se transformă într-un sistem de ecuații algebrice liniare. În final, chiar și pentru algoritmi neliniari - metoda Newton-Raphson, acesta se poate scrie: [9]

$$[A] \{x\} = \{b\} \quad (3.8)$$

Pentru sisteme de dimensiuni mici, se utilizează metode directe de rezolvare, precum metoda de eliminare Gauss. Majoritatea acestor metode se bazează pe factorizarea matricii [A]. Și pentru probleme de dimensiuni mari se pot folosi metodele directe, profitând de structura specială a matricii sistemului. Metodele directe pot fi adaptate acestor caracteristici speciale, reducându-se astfel timpul de calcul și memoria utilizată. În ceea ce privește matricea [A] a sistemului de rezolvat, nu se pot trage concluzii generale privind structura acesteia. Matricea rezultantă este compusă, în fapt, din submatrici generate de aplicarea Metodei Elementului de Frontieră și a Metodei Elementului Finit. Submatricea MEFr nu este simetrică sau nu are multe zerouri, în vreme ce submatricea MEF este simetrică și rezolvabilă după metoda Galerkin. Matricea rezultantă nu este simetrică. Totuși, în funcție de numărul de ramuri din structura acesteia, matricea finală a sistemului conține câteva submatrici care au în componența lor multe zerouri. De aceea, tehnica prin care se stochează doar termenii nenuli poate reduce semnificativ memoria utilizată. Deși numărul de noduri este minimizat în model prin folosirea elementelor de tip "pipe elements", numărul total de noduri și necunoscute poate fi totuși apreciabil. Acest lucru se datorează dimensiunilor extinse ale structurii implicate în calcul precum și faptului că fiecare nod generează cel puțin două necunoscute. [6], [21], [23]

Bibliografie

- [1]. Micu, D.D., Lingvay, I., Simion, E., Modelarea și predicția fenomenelor de interferență în regim electrocinetic, Editura ELECTRA, București, 2006;
- [2]. CIGRE Working Group 36.02. Guide Concerning Influence of High Voltage AC Power Systems on Metallic Pipelines. Canada, 1995;
- [3]. Lucca, G. Mutual impedance between an overhead and buried line with earth return. IEE Conference Manchester, 1994, pag. 80-86;
- [4]. Dan D. Micu, Lucian Man, Denisa Stet, Andrei Ceclan and Emil Simion, Electromagnetic interferences between ac systems and metallic structures, International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering, ISEF'2007, 13-15 September, Prague, Czech Republic, pp. 402-404;
- [5]. Dan D. Micu, Iosif Lingvay, Andrei Ceclan, Emil Simion, Computation of the induced AC potential on gas pipelines for complex rights-of-way configurations, International conference, MEDITECH 2007, 27-29 sept. 2007, Acta Electrotehnica, vol. 48, nr. 4, 2007, pp. 343-347;
- [6]. Salazar – Palma, M., Sarkar, T. Iterative and Self Adaptive Finite-Elements în Electromagnetic Modeling. Aetech House, London, ch. 1, 5, 1998;
- [7]. Dawalibi, F. Computerized analysis of power systems and pipelines proximity effects. PWRD-1, No2, April 1986, pag. 40-47;
- [8]. Dan D. Micu, E. Simion, D. Micu, A. Ceclan, L. Cret, D. Duma, Numerical algorithm for the accurate evaluation of the induced voltages in a pipeline, 6th International Conference on Computational Electromagnetics, Aachen, Germany, April 4-6, 2006, pp. 230-232;
- [9]. J. Epperson, An introduction to numerical methods and analysis, John Wiley INC., New York, 2002;
- [10]. Dan D. Micu, Emil Simion, Dan Micu, Andrei Ceclan, Numerical Methods for Induced Voltage Evaluation in Electromagnetic Interference Problems, 9th International Conference, Electric Power Quality and Utilisation, Barcelona, 9-11 October 2007, IEEEExplore, Compendex 10.1109/EPQU;
- [11]. Dawalibi, F., Southey, R. Power Line Fault Current Coupling to Nearby Natural Gas Pipelines - User's Guide for Computer Program ECCAPP", Vol. 2, EPRI/A.G.A. Project RP742-4/PR-176-510, June 1989;

- [12]. Lucca, G., Zucchelli, L. Electromagnetic interference produced on a complex metallic pipeline network by a fault in a power substation. CIGRE, Paris 2002, 36-01;
- [13]. Dan D. Micu, E. Simion, Theoretical overview and algorithms for solving interference problems. Overhead Power Lines – Underground Pipelines, 5th International Conference Study and control of corrosion in the perspective of sustainable development of urban distribution grids, 18-20 May, Tg. Mures, 2006, pp. 226-236;
- [14]. Denisa Stet, Dan D. Micu, Andrei Ceclan, Laura Darabant, The study of inductive coupling between HV lines and metallic pipelines using a professional analysis and modeling software, 7th International Conference Study and control of corrosion in the perspective of sustainable development of urban distribution grids, 15-27 June, 2008, Baile Felix, Romania, pp. 260-265;
- [15]. L. Man, Dan D. Micu, L. Cret, E. Simion, Software simulation of the induced density current in metallic structures, International conference on advancements of medicine and health care through technology, MEDITECH 2007, 27-29 sept. 2007, Acta Electrotehnica, vol. 48, nr. 4, 2007, pp. 327-330;
- [16]. Satsios, K.J. et al. Currents and Voltages Induced During Earth Faults in a System consisting of a Transmission Line and parallel Pipeline. ETEP vol. 8, no. 3, May-June, 1998, pag. 193-199;
- [17]. Dan D. Micu, A. Ceclan, Laura Dărăbant, Denisa Șteț, Inductive and conductive interference problems for practical cases solved with special interpolation algorithms, 43rd International Power Engineering Conference, 1-4 september 2008, Padova, Italy, pp. 214-216, IEEEExplore, Compendex 14.1104/UPEC;
- [18]. Dan D. Micu, Andrei Ceclan, Iosif Lingvay, Emil Simion, Numerical interpolation methods applied in electromagnetic interference problems, ICREPQ'08, International Conference on Renewable Energies and Power Quality, Santander (Spain), 12-14 March 2008, CD- Paper 283;
- [19]. ***Technical recommendation No. 7. Arbitration agency for problems of interference between installations of power utilities Part II. VWEW Germany 1989;
- [20]. Bortels, L., Munteanu, C., Deconinck, J., Topa, V. A User-Friendly Simulation Software for AC Predictive and Mitigation Techniques, 58th Annual Conference and Exposition, Corrosion 2003, San Diego, 16-20 March 2003;
- [21]. Munteanu, C., Topa, V., Simion, E., Bortels, L., Deconinck, J. Advances on BEM-FEM 3D Numerical Modeling of Electromagnetic Interferences between HV Lines and Buried Pipelines, ANCME Gent, 2003, pag. 31-39;
- [22]. D. Duma, C. Munteanu, Dan D. Micu, Finite-Difference Time – Domain method used in transient analysis of wave processes, International Conference SCEE, Sinaia, 17-21 Sep., 2006, pp. 144- 146;
- [23]. Emil Simion, Andrei Ceclan, Dan D. Micu, Dan Micu, Inverse Problem Identification of Electric Field Sources, Proceeding of the International Symposium on Electrical Engineering and Energy Converters, ELS 2007, September 2007, Suceava, Romania, pp. 257 – 263.