NUMERO: 908

DATA: 12/03/2014

A P P U N T I

STUDENTE: Zeroual

MATERIA: Sistemi Elettrici di Potenza

Prof. Carpaneto

05/03/2013 lezione 1° CARPANETO.

Metodo dei valori relativi:

- potenza $\bar{S} = P + jQ$ $S = |\bar{S}|$ { 3 fase / totale, 1 fase }
  - P → KW, Q → Kvar, S → KVA

- tensioni { concatenate, stellate } V, KV V_{nom} → concatenata.

- Corrente $I = \frac{S \to \text{totale}}{\sqrt{3}V \to \text{concatenata}}$ → di linea. A, kA. (corrente esercizio; correnti guast.)

- Impedenza $\bar{Z} = R + jX$ $Z = |\bar{Z}|$
  Ω $m\Omega$ $(K\Omega)$.

  $Z = \frac{V}{\sqrt{3}I}$ maglia fase equivalente (connessione a λ)

- Ammettenza $\bar{Y} = \frac{1}{\bar{Z}} = G + jB$ (G: conduttanza, B: suscettanza) S (siemens)

Valori relativi → uso i valori base, non più il S.I.

Sia X: una generica grandezza { tensioni, corrente, ..., }

e sia X_B: valore base

allora definisco $\boxed{X_{pu} \triangleq \frac{X}{X_B}}$ dove pu: "per unit"

$$X_{\%} \triangleq 100 \cdot \frac{X}{X_B} = 100\, X_{pu}$$

▷ Scelta dei valori base

- S_B → $\bar{S}, P, Q, S$
- V_B → V
- I_B → I
- Z_B → Z, R, Y
- Y_B → Y, G, B.

▸ Vantaggi dell'uso dei valori relativi

1) Si eliminano i fattori 3 e $\sqrt{3}$ dalle rel. fondamentali.

es: $S = \sqrt{3} V I \rightarrow S_{pu} = V_{pu} \cdot I_{pu}$

2) Si eliminano le ambiguità sulle potenze e sulle tensioni

posso pensare di usare due valori: $\Rightarrow \begin{cases} V = V_B \cdot V_{pu} \rightarrow \text{concatenata} \\ \frac{V}{\sqrt{3}} = V_B \frac{V_{pu}}{\sqrt{3}} \rightarrow \text{stellata} \end{cases}$

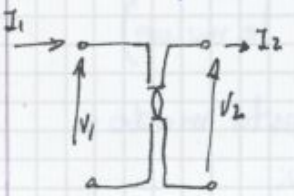
è data S_{pu} ho due valori $\Rightarrow \begin{cases} \frac{S_{pu} S_B}{3} = \text{potenza singola fase.} \\ S_{pu} S_B = \text{potenza totale} \end{cases}$

3) il sistema elettrico è a tensione sinusoidale a valore costante, se $V_B = V_N$ ho

1ª conseguen. $\boxed{V_{pu} = \frac{V}{V_N} \simeq 1}$ $(|V - V_N| \simeq V_N) \Rightarrow$ questo implica che in valori relativi ho poca differenza tra S_{pu} e I_{pu} $\Rightarrow \boxed{S_{pu} = V_{pu} I_{pu} \simeq I_{pu}}$. 2ª conseguenza

4) I parametri delle macchine (Trasf/M.S./M.A) sono quasi costanti se ho ($V_B = V_N$ e $S_B = S_N$) $\Rightarrow$ associo a $I_B = I_N$ quindi la corrente prende lo stesso significato di tensione.

5) riguarda la trattazione dei TRAFO:
considero per adesso un Trafo ideale (elemento del trafo reale che modifica corrente e tensione a pari potenza).



$\frac{V_1}{V_2} = t = \frac{I_2}{I_1}$

$V_{1pu} = \frac{V_1}{V_{B1}}$, $V_{2pu} = \frac{V_2}{V_{B2}}$ $\quad V_{2pu} \cdot V_{B2} = \frac{V_{1pu} \cdot V_{B1}}{t} \Rightarrow \frac{V_{2pu}}{V_{1pu}} = \frac{V_{B1}}{V_{B2}} \cdot \frac{1}{t}$

possiamo scegliere V_{B1} e V_{B2} distinti, quando ho S_N costante si sceglie valore base = valore nominale degli avvolgimenti:
se scegliessi (non si fa mai) $V_{B1} = V_{B2}$. ho.

$$t_{pu} = \frac{V_{1pu}}{V_{2pu}} = \frac{t V_{B2}}{V_{B1}} = \frac{V_{N1}}{V_{N2}} \cdot \frac{V_{B2}}{V_{B1}}$$

se scelgo $\frac{V_{B2}}{V_{B1}} = \frac{V_{N1}}{V_{N2}}$ allora ho $\boxed{t_{pu} = 1}$

$$Y_{0pu} = \frac{I_{01pu}}{V_{01pu}} = I_{01pu} \Rightarrow \boxed{Y_{0pu} = I_{01pu}} \qquad V_{01pu} = 1$$

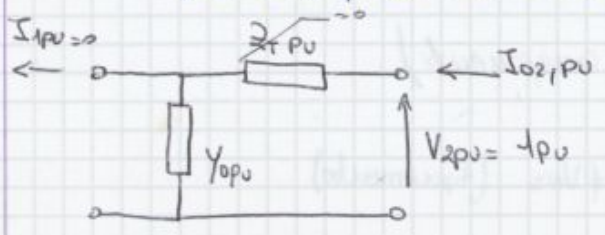
definisco $I_{0\%} = 100 \cdot \frac{I_{01}}{I_{N1}} = 100 \cdot I_{01pu}$

perche' $I_{B1} = \frac{S_B}{\sqrt{3} V_{B1}} = \frac{S_N}{\sqrt{3} V_{N1}} = I_{N1}$. $\boxed{Y_{0pu} = \frac{I_{0\%}}{100}}$

$$I_{0\%} = \frac{S_B}{\sqrt{3} V_{B1}} = \frac{S_N}{\sqrt{3} V_{N1}} = I_{N1}.$$

es: $I_{0\%} = 0{,}5\%$ $\Rightarrow$ $Y_{0pu} = 0{,}005\,pu$ ma quindi per ricavare il valore in [S] $\rightarrow Y_0 = Y_{0pu} \cdot Y_{B1} = Y_{0pu} \cdot \frac{S_N}{V_{N1}^2}$

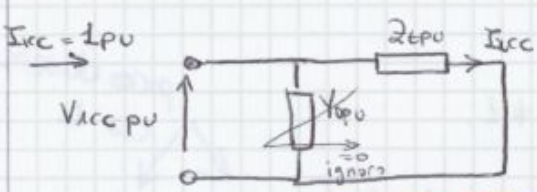
Se faccio la prova alimentando il secondario?



$Z_{Tpu} \ll Z_0 \cdot \frac{1}{Y_0}$ $\Rightarrow$ cdt. trascurabile

$\Rightarrow I_{02pu} \simeq Y_{0pu} \cdot V_{2pu} = Y_{0pu} = I_{01pu}$.

Prova in cto-cto:



$V_{cc\%} \Rightarrow$ catalogo

$V_{1cc} \Rightarrow \frac{V_{cc\%}}{100} \cdot \frac{V_{N1}}{\sqrt{3}}$ } stellata (stellata)

$V_{1ccpu} = \frac{V_{1cc}}{V_{B1}/\sqrt{3}} = \frac{V_{cc\%}}{100}$

trovo quindi: $\boxed{Z_{Tpu} = \frac{V_{cc\%}}{100}}$

c'e' coincidenza tra impedenza Z_{cc} e V_{cc} in valori relativi

es: $V_{cc\%} = 4\%$ (tipico MT/BT)

Impedenza longitudinale $\Rightarrow Z_{Tpu} = \frac{4}{100} = 0{,}04\,pu$

$$Z_T = Z_{Tpu} \cdot Z_{B1} = Z_{Tpu} \cdot \frac{V_{N1}^2}{S_N} = \frac{V_{cc\%}}{100} \cdot \frac{V_{N1}^2}{S_N}$$

Se volessi considerare i parametri a secondario:

$\times t^2$ i parametri trasversali

$\div t^2$ i parametri longitudinali

$$e^{x+jy} = e^{\bar{z}} = e^{x} \cdot e^{jy} = e^{x}\left\{\cos(y) + j\sin(y)\right\}$$ definisco

$$ch(\bar{z}) \triangleq \frac{e^{\bar{z}} + e^{-\bar{z}}}{2} \qquad sh(\bar{z}) \triangleq \frac{e^{\bar{z}} - e^{-\bar{z}}}{2}$$ 6:50.

$$th(\bar{z}) \triangleq \frac{sh(\bar{z})}{ch(\bar{z})}$$ se avessi $\bar{z} = jy$ allora vale che:

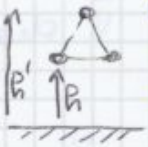
$$\begin{cases} ch(jy) = ch(\bar{z}) = \dfrac{e^{jy} + e^{-jy}}{2} = \cos(y) \\ sh(jy) = j\sin(y) \\ th(jy) = j\,tg(y). \end{cases}$$

▸ linee elettriche:
- trifase
- regime sinusoidale ~~...~~ alla generica pulsazione ω.
- fisicamente simmetriche → fasi indistinguibili tra loro.

In teoria dovremmo avere conduttori disposti sui vertici di un Δ equilatero (capita nei cavi tripolari) = ma in generale mai

posa a trifoglio.

Problema: il terreno rende distinguibili le fasi



conduttt. ad h' distinguibile.

Terreno "gioca" con campo elettrico ⇒ effetti capacitivi

si può migliorare la simmetria fisica utilizzando la <u>trasposizione dei conduttori</u>

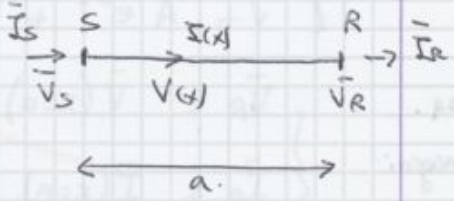
Viene fatta su linee molto lunghe ⇒ Facciamo un'ipotesi: (consideriamo le linee con il modello "monofase equivalente ossia teniamo in conto delle sole sequenze dirette, $\bar{V}, \bar{I}$

Equazioni:

> $\frac{dV}{dx}\cancel{dx} = -(r+j\omega\ell)\cancel{dx}\,\bar{I} \Rightarrow \frac{d\bar{V}}{dx} = -(r+j\omega\ell)\bar{I}$

> $\frac{d\bar{I}}{dx}\cancel{dx} = -(g+j\omega c)\cancel{dx}\left(\bar{V} + \underbrace{\frac{d\bar{V}}{dx}\cancel{dx}}_{=0}\right) \Rightarrow \frac{d\bar{I}}{dx} = -(g+j\omega c)\bar{V}$

Quindi
$$\begin{cases} \frac{d\bar{V}}{dx} = -(r+j\omega\ell)\,\bar{I} \\ \frac{d\bar{I}}{dx} = -(g+j\omega c)\,\bar{V} \end{cases}$$



Condizioni al contorno:
sono assegnate $\bar{V}_R = \bar{V}(x=a)$; $\bar{I}_R = \bar{I}(x=a)$

scrivo: $\frac{d^2\bar{V}}{dx^2} = -(r+j\omega\ell)\frac{d\bar{I}}{dx} =$ (r, ℓ indip. da x)!

$$= -(r+j\omega\ell)(-1)(g+j\omega c)\,\bar{V} \Rightarrow$$

$$\frac{d^2\bar{V}}{dx^2} = (r+j\omega\ell)(g+j\omega c)\bar{V} \quad \text{dove} \quad \boxed{\gamma \triangleq \sqrt{(r+j\omega\ell)(g+j\omega c)}}$$

γ = costante di propagazione ho due scelte:

$Re(\bar{\gamma}) > 0$ oppure $\begin{cases} Re(\bar{\gamma}) = 0 \\ Im(\bar{\gamma}) > 0 \end{cases}$

$$\frac{d^2\bar{V}}{dx^2} = \bar{\gamma}^2\bar{V}$$

Integrale generale $\Rightarrow$ $\bar{V} = \bar{A}e^{\bar{\gamma}x} + \bar{B}e^{-\bar{\gamma}x}$ dove $\bar{A}, \bar{B}$ costanti

per le correnti usiamo:

derivo $\bar{V}$ nello spazio x.

$\frac{d\bar{V}}{dx} = -(r+j\omega\ell)\bar{I}$

$$\bar{I} = -\frac{1}{r+j\omega\ell}\frac{d\bar{V}}{dx} = -\frac{1}{r+j\omega\ell}\left[\bar{A}\bar{\gamma}e^{\bar{\gamma}x} - \bar{B}\bar{\gamma}e^{-\bar{\gamma}x}\right]$$

$$\bar{I} = \frac{\bar{\gamma}}{r+j\omega\ell}\left[\bar{B}e^{-\bar{\gamma}x} - \bar{A}e^{\bar{\gamma}x}\right]$$

$$\boxed{Z_0 \triangleq \sqrt{\frac{r+j\omega\ell}{g+j\omega c}}}$$ Imped. caratteristica

Impedenza caratteristica [Ω] scegliamo $Re(\bar{Z}_0) > 0$

$$\boxed{j\theta = \gamma a = j\omega\sqrt{\varepsilon c}\cdot a}$$

$$\begin{cases} ch(\bar{\gamma} a) = ch(j\theta) = \cos(\theta) \\ sh(\bar{\gamma} a) = sh(j\theta) = j\sin(\theta) \end{cases}$$

- equazioni delle linee senza perdite diventano:

$$\begin{cases} \bar{V}_s = \cos(\theta)\cdot\bar{V}_R + j\bar{Z}_0 \sin(\theta)\,\bar{I}_R \\ \bar{I}_s = j\dfrac{\sin(\theta)\,\bar{V}_R}{\bar{Z}_0} + \cos(\theta)\cdot\bar{I}_R \end{cases}$$

Ossia:

$$\boxed{[T] = \begin{bmatrix} \cos\theta & j Z_0 \sin\theta \\ j\dfrac{\operatorname{sen}(\theta)}{Z_0} & \cos(\theta) \end{bmatrix}}$$

$\det(T) = \cos^2\theta + \sin^2\theta = 1$ $\Rightarrow$ cond. di reciprocità

$\Rightarrow$ è normale che abbiamo reciprocità perché abbiamo costruito il modello dell'elemento dx in modo che lo sia.

$T_{11} = T_{22} \Rightarrow$ Cond. di simmetria relativa all'inversione degli estremi S ed R.

Propagazione delle onde:
avviene a velocità $\boxed{v = \dfrac{1}{\sqrt{\varepsilon c}}}$

Quindi $\theta = \dfrac{\omega\cdot a}{v} = \omega\cdot t_p$ ← tempo di propagazione dell'onda da S a R. (lunghezza a) con velocità di propagazione v

definisco:

$$\lambda \triangleq v\cdot\frac{2\pi}{\omega} \Rightarrow \theta = 2\pi\frac{a}{\lambda}$$

$\boxed{\text{per definizione } \lambda = \dfrac{v}{f}}$

- se $a = \dfrac{\lambda}{4} \Rightarrow \theta = \pi/2$ (quarto d'onda).
- se $a = \dfrac{\lambda}{2} \Rightarrow \theta = \pi$ (mezz'onda)

NOTA: linee aeree $v = 300\ m/\mu s = 300\ km/ms$ ← $300\,000\ km/s$

a 50 Hz $\lambda \cong 6000$ km.

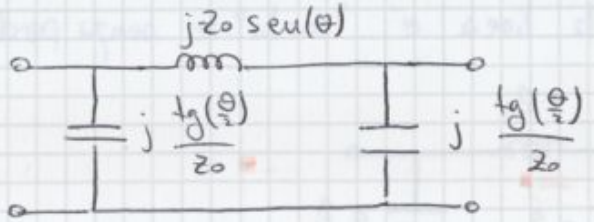
$$\bar{Y}_T = \frac{th\left(j\frac{\theta}{2}\right)}{\bar{Z}_0} = \frac{j\,tg\left(\frac{\theta}{2}\right)}{Z_0}$$

osservazione:

se $0 \le \theta \le \pi \Rightarrow \sin(\theta) \geq 0 \Rightarrow Im(\bar{Z}_L) \geq 0$

$tg\left(\frac{\theta}{2}\right) \geq 0 \Rightarrow Im(\bar{Y}_T) \geq 0$

$\Rightarrow$ In questo caso per essere più specifici: disegno



che vuol dire $\theta < \pi$? riprendo l'interpretazione di θ

Vuole dire che $\theta = \omega \cdot t_p = 2\pi \frac{a}{\lambda}$

$\theta = \pi$ a 50 Hz $\Rightarrow \begin{cases} t_p = 10\,m/s \\ a = \lambda/2 \end{cases}$

---

linee non troppo lunghe: considero

$\Rightarrow$ $\theta \ll 1$ $\quad a \ll \lambda$ affronta il problema con lo sviluppo in serie

$\sin\theta \simeq \theta \qquad tg\frac{\theta}{2} \simeq \frac{\theta}{2} \qquad |\bar{\gamma}|a \ll 1.$

$sh(\bar{\gamma}a) \simeq \bar{\gamma}a \qquad th\left(\frac{\bar{\gamma}a}{2}\right) \simeq \frac{\bar{\gamma}a}{2}$

Allora trovo:

$$\bar{Z}_L = \bar{Z}_0\, sh(\bar{\gamma}a) \simeq \bar{Z}_0\,\bar{\gamma}a = \sqrt{\frac{r+j\omega\ell}{\cancel{g+j\omega c}}} \cdot \sqrt{(r+j\omega\ell)\cancel{(g+j\omega c)}} \cdot a$$

$$= (r+j\omega\ell) \cdot a$$

$$\bar{Y}_T = \frac{th\left(\frac{\bar{\gamma}a}{2}\right)}{\bar{Z}_0} \simeq \frac{\bar{\gamma}a}{2\bar{Z}_0} = (g+j\omega c)\frac{a}{2}$$

Quindi troviamo: $\begin{cases} \text{Circuito equivalente a } \pi \\ \text{a parametri concentrati} \\ \text{nel caso di linee "corte"} \end{cases}$

→ le prove di corto circuito dei trafi vengono poi riportati alla temp. convenzionale di 75°C = T_c.

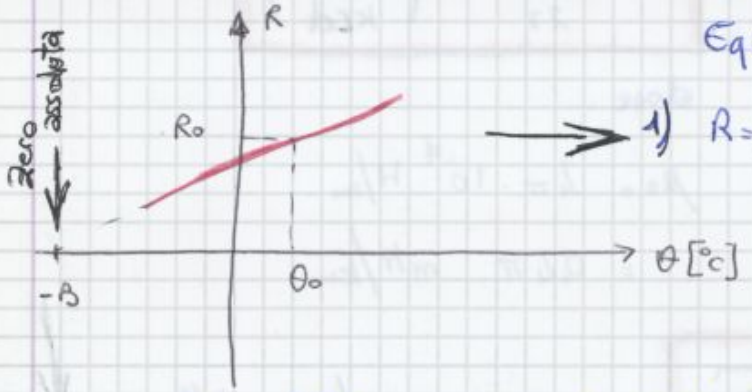
Inoltre abbiamo la variabile temperatura che incide sulla resistenza dei conduttori (radiazione solare sui cavi aerei)

08/03/2013. lezione 3

tipicamente $g \simeq 0$ ($g << \omega c$)

$r = k_R \frac{\rho}{s}$ $k_R > 1$ tiene conto dei vari fattori, anche delle correnti parassite eventuali schermi.

- Dipendenza dalla temperatura di R: (variazione di tipo lineare)



Equazioni della retta:

→ 1) $R = R_0 [1 + \alpha_0 (\theta - \theta_0)]$

α_0 = coeff. di temperatura. $[K^{-1}]$, inoltre dipende da θ_0, infatti

$\theta_0 = 20°C \rightarrow \alpha_{20°C} \simeq 0{,}004\ K^{-1}$ (0,4%) ⚠ α dipende dal materiale + temp.

$\frac{dR}{d\theta} = \alpha_0 R_0 = cost. \Rightarrow$ cambia $R_0 \Rightarrow$ deve cambiare α_0 per avere prodotto costante.

per cui $\theta = 80°C \Rightarrow 1 + \alpha_{20°C}(80-20) \simeq 1 + 0{,}24$.

→ 2) $R = R_0 \frac{\theta + B}{\theta_0 + B}$ dove $B = [K]$ e' una caratteristica del materiale

Cu → B_{Cu} = 235°C (234,5°C).

Al → B_{Al} = 228°C.

Inoltre se $\theta_0 = 0°C \Rightarrow B = \frac{1}{\alpha_{0°C}}$ in generale ✓ ok

$B + \theta_0 = \frac{1}{\alpha_0}$ notiamo che $R = 0$ per $\theta = -B$ (in °C)

Cioè se prolungo il tratto lineare ho annullamento di resistenza.

Per le linee $\theta \sim 50 \div 60°C$

faccio un calcolo con riferim. a delle temperature intermedie con un buon carico di corrente ho

la θ dei cavi e' 90° come limite.

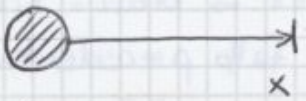
(densità di corrente)

Se consideriamo $\bar{J}$ uniforme all'interno dei conduttori

$$\boxed{k_L = e^{-\frac{1}{4}} \cong 0{,}778}$$

in Al, con effetto pelle: $\boxed{k_L \simeq 0{,}8 \div 0{,}85}$

In alte tensioni abbiamo elevati campi elettrici



$E \propto \frac{V}{x}$ Emax sulla superficie del conduttore.

In prossimità dei cavi ad AT

In alcuni casi questo campo supera la rigidità dielettrica dell'aria, soprattutto se l'aria è umida

⇒ Effetto corona:

aria ionizzata, è sede di dissipazione soprattutto fonte di disturbi elett. magnetici

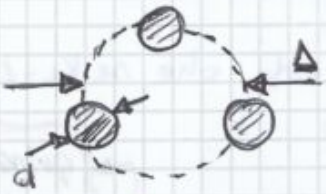
emissione di onde e. magnetiche e effetti sonori.

Per ridurre l'effetto corona, a pari tensione, bisognerebbe fare conduttori di sezione maggiore → No, costa troppo: (ossia del diametro corona di aria ionizzata)

Quale soluzione si adatta? → FASCIO DI CONDUTTORI per una singola fase.

Per ogni singola fase ho:

In Italia: 380 000 V ⇒ 3 conduttori per fase.



Δ ~~conduttore~~ diametro fascio

d " conduttore.

Ai fini del campo elettrico si comporta come un singolo conduttore di diametro ≃ Δ, cioè quello del fascio.

Caso generale ⇒ n conduttori per fascio

la linea senza perdite $\Rightarrow \rho = 0 \Rightarrow$ corrente solo sulla superficie del conduttore.
$\hookrightarrow f > 0$

$\Rightarrow K_L = 1$ poiché non c'è corrente e quindi neanche B all'interno del conduttore. Per cui, nella nostra linea ideale (senza perdite) vale $K_L = 1$ e quindi $l_c = \mu_0 \varepsilon_0$.

- valori tipici l e c ?

l'unico aspetto geometrico che determina variazioni significative di l è il numero di conduttori per fascio.

Sia $x = \omega l$ reattanza per unità di lunghezza.

a 50 Hz, valori tipici:

$n=1 \Rightarrow x \simeq 0{,}4\,\Omega/km$ (è costante al variare di V) xkè al crescere di V (aumentano sia D m che d)

$n=2 \Rightarrow x \simeq 0{,}3\,\Omega/km$

$n=3 \Rightarrow x \simeq 0{,}25\,\Omega/km$

$$l = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln\left(\frac{2D_m}{\sqrt[n]{n K_L \cdot d \cdot \Delta^{n-1}}}\right)$$

Cresce al crescere di n

i valori tipici ci permettono di fare delle stime

le capacità sono invece dell'ordine di:

$c \sim 8 - 13\ nF/km$

$n=1 \rightarrow n=3$ c cresce.

infatti devo avere $l_c \approx cost$ al variare di n.

basta conoscere Ve lungh. di linea per fare stime sulle c

l, c non variano al crescere di V $\Rightarrow$ spiega l'aumento crescita di tensione di linea.

12/03/2013. lezione 4

V_N 380kV / 400kV (non bene definita).

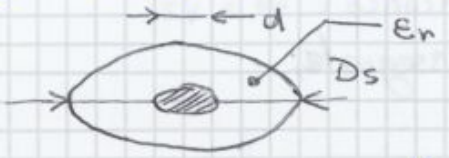
V_{MAX} riferita all'isolamento: 420kV.

BT: 380V 3f $\longrightarrow$ (normalizzazione UE) $\rightarrow$ 400V.
220V 1f $\longrightarrow$ " " $\rightarrow$ 230V.

Esempio: Distribuzione MT.

Per le capacità, bisogna tenere in conto degli schermi; cavi con 3 schermi (oltre 10kV).

→ condensatore cilindrico



$$\boxed{C = \frac{2\pi\varepsilon_0\varepsilon_r}{\ln\left(\frac{D_s}{d}\right)}}$$

cavi: $\varepsilon_r \cong 4$ $(\mu_r = 1)$

$$v_{luce} = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_r \varepsilon_0 \mu_0}} \simeq 150 \text{ km/ms} \quad \left(\simeq \frac{1}{2} v_{luce\ vuoto}\right).$$

(in mat isolante)

Vale che $v = \frac{1}{\sqrt{\ell_c}}$ aeree: $\varepsilon_r = 1$ $\mu_r = 1$.

$\ell_c = \mu_0 \varepsilon_0 \Rightarrow v_{luce} = 300 \text{ km/ms}$.

Cavi: effetto degli schermi

$\ell_c > \varepsilon_r \varepsilon_0 \mu_0$ in fatti $D_s < D_m$ (per cui ℓ_c risulta più grande $\varepsilon_r\varepsilon_0\mu_0$)

pertanto $\Rightarrow v_{luce\ cavo} \cong 100 \text{ km/ms}$.

la velocità di propagazione serve nel calcolo del punto di guasto in caso di cto-cto (lo si fa inviando onde e.m. e si calcolano i tempi di riflessione dell'onda a causa del guasto).

▸ Reattanza per unità di lunghezza (in cavo)

$x \sim 0.1 - 0.15\ \Omega/\text{km}$ (aeree $n = 1 \Rightarrow x \simeq 0.4\ \Omega/\text{km}$)

↓

Sia in BT, MT e AT

in BT: ↑ sezione ⇒ ↑d ⇒ ↓ $x = \omega\ell$.

invece $C_{cavo} >> C_{aerea}$ (20 ÷ 30 volte)

infatti: $\frac{C_{cavo}}{C_{aeree}} = 4 \cdot 3 \cdot 2 \simeq 20$.

effetto ε_r — effetto $D_s < D_m$ — effetto $\frac{D}{d}$

$$\boxed{P_S = 0} \qquad \boxed{Q_S = -\frac{\tan\theta}{Z_0} V_S^2}$$

$$\Rightarrow \begin{cases} P_S = 0 \\ Q_S = -\dfrac{\tan(\theta)}{Z_0} V_S^2 < 0 \end{cases} \rightarrow \text{(comportamento da condens.)}$$

Approssimazione $\theta \ll 1$ (linee "corte").

$$\tan\theta \simeq \theta \rightarrow \frac{\tan(\theta)}{Z_0} \simeq \frac{\theta}{Z_0} = \frac{\omega\sqrt{lc}\,a}{\sqrt{l/c}} = \omega c a.$$

per cui: $\begin{cases} I_S \simeq \omega c a V_S \\ Q_S \simeq -\omega c a V_S^2 \end{cases}$ dove ca: capacità totale delle linee.

Quindi trovo che $\dfrac{V_S}{I_S} = \dfrac{1}{\omega c a} = X_c$ → Reattanza a parametri concentrici delle linee corte.

Se $\theta = \frac{\pi}{2} \Rightarrow a = \frac{\lambda}{4}$ linea quarto d'onda.

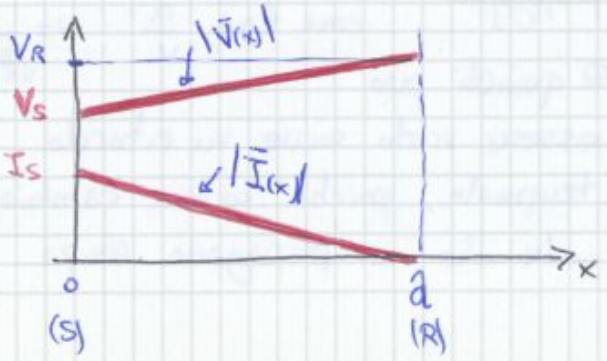
$$\begin{cases} \cos\theta = 0 \\ \tan\theta \Rightarrow \infty \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} V_R \rightarrow \infty \\ I_S, Q_S \rightarrow \infty \end{cases}$$

Pertanto esistono dei limiti di lunghezza delle linee!
Se la linea può funzionare a vuoto, bisogna stare lontani da $\theta = \frac{\pi}{2}$, ossia da $a = \frac{\lambda}{4}$

$\lambda_{aeree} = 6000$ km (a 50Hz)
$\lambda_{cavi} = \frac{v}{f} = 2000$ km (a 50Hz).

Sempre sul funzionamento a vuoto studiamo i:

Profili di V/I.



A vuoto, per una linea qualunque:

$$\bar{V}(x) = ch\left[\bar{\gamma}(a-x)\right]\bar{V}_R$$

$$\bar{I}(x) = \frac{sh\left[\bar{\gamma}(a-x)\right]}{Z_0}\bar{V}_R$$

senza perdite $\bar{\gamma}a = j\theta$.

attenuazioni, non ho riflessioni poiché il carico è adattato (o caratteristico), [redacted]

$Q_R = 0$ (Z_0 è reale)

$$P_R = \frac{V_R^2}{Z_0} = \frac{V_S^2}{Z_0} \qquad Q_S = 0$$

perché il modulo delle tensioni è identico.

$P_S = P_R$ Hip. di linee senza perdite ...

In realtà, $\forall x$ abbiamo che:

$$\boxed{P_S = P_R = \frac{V_S^2}{Z_0} \qquad Q_S = Q_R = 0}$$

stessi moduli
$$\begin{cases} |\bar{V}(x)| = V_S = V_R \\ |\bar{I}(x)| = I_S = I_R = \dfrac{V_S}{Z_0} \end{cases} \qquad \begin{cases} Q(x) = 0 \\ P(x) = P_S = \dfrac{V_S^2}{Z_0} \end{cases}$$

quindi $\forall x$ della linea (estremi inclusi).

$$\frac{\bar{V}(x)}{\bar{I}(x)} = \frac{\bar{V}_S}{\bar{I}_S} = \frac{\bar{V}_R}{\bar{I}_R} = \bar{Z}_0$$

1) • ⇒ trasferimento di potenza su linea a $V = cost$:

$V_R = V_S = |\bar{V}(x)|$ è una situazione ottimale, il carico vede la stessa tensione di S.

Inoltre tutti i componenti della linea sono sottoposti alla stessa tensione → positivo!!

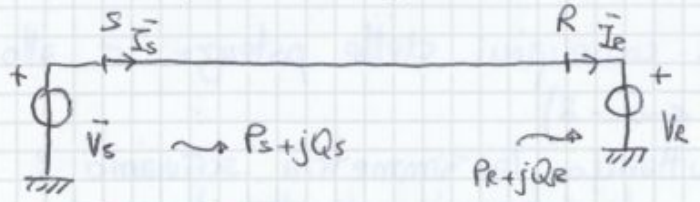
ho due vantaggi

2) • ⇒ $Q(x) = 0$ mi assicura il valore minimo di I per essere una data potenza ad una data tensione.

$$I = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{V} \geq I_{MIN} = \frac{P}{V} = \frac{\sqrt{P^2 + \phi^2}}{V}$$

Naturalmente il carico di un sistema elettrico è variabile nel tempo, per cui il carico caratteristico è poco realistico.

3) Funzionamento con tensioni assegnate agli estremi: (di interesse generale)



$$\boxed{\delta \triangleq \angle \bar{V}_S - \angle \bar{V}_R}$$

consideriamo $\bar{V}_R = V_R \angle 0$

$$\Rightarrow \boxed{\delta = \angle \bar{V}_S}, \quad \text{ossia } \bar{V}_S = V_S \angle \delta$$

quello che interessa è la differenza di fase e non di moduli

$$\boxed{\begin{aligned} P_S &= \frac{V_R V_S}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} \operatorname{sen}\delta \qquad (II) \\ Q_S &= -\frac{V_S}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}\left\{V_R\cos\delta - V_S\cos\theta\right\} \end{aligned}}$$

metto meno

potenza generatore

$$\begin{cases} -P_S = \dfrac{V_R V_S}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} \sin(-\delta) \\ -Q_S = \dfrac{V_S}{Z_0 \operatorname{sen}(+\theta)} \left\{ V_R \cos(-\delta) - V_S \cos(\theta) \right\} \end{cases}$$

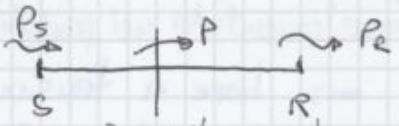
e quindi:

$$Q_S = \frac{V_S}{Z_0 \sin\theta}\left\{V_S\cos\theta - V_R\cos\delta\right\}$$

$$\begin{cases} P_S = \dfrac{V_S V_R}{Z_0 \sin\theta} \sin(\delta) = P_R \\ +Q_S = \dfrac{V_S}{Z_0 \sin\theta} \left\{ V_S\cos\theta - V_R\cos(\delta) \right\} \neq Q_R \end{cases}$$

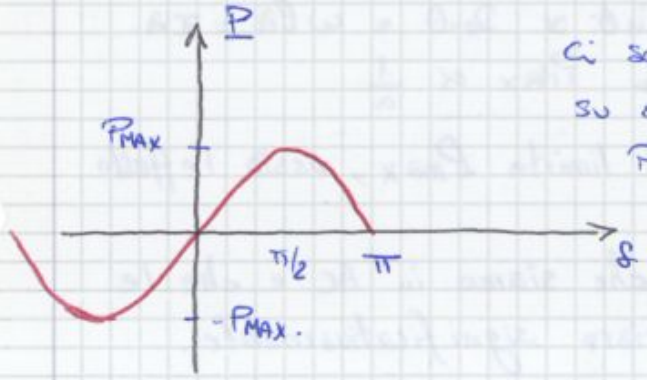
Notiamo che $\boxed{\begin{cases} P_S = P_R \\ Q_S \neq Q_R \end{cases}}$ → effetti di l.c.

1) Analisi di $P = P_S = P_R$ (non ho più ambiguità)



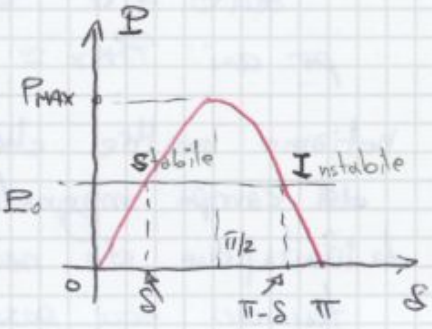
al variare di δ (sfasamento tra $\bar{V}_S$ e $\bar{V}_R$ con moduli assegnati). } è il parametro che interessa di più, valutiamo la $P = P(\delta)$.

$$P = P_{MAX} \cdot \sin(\delta) \qquad P_{MAX} = \frac{V_S V_R}{Z_0 \sin(\theta)}.$$



ci soffermiamo su $0 \leq \delta \leq \pi$

$P \geq 0$ ⇒



Notiamo che P e' limitata. Questo limite non e' dato dalle conduttore (linea senza perdite) ma nasce dal fatto che il SE e' a tensione costante. data P_0 ho due diversi sfasamenti

Data una potenza P_0, il sistema si porta a lavorare nel punto di stabilità del moto dei generatori sincroni (S) con ($\omega = \omega_0$)

Nello stato I il generatore non riesce a ruotare ad $\omega = \omega_0$

- Condizione di stabilità teorica: $\omega \neq$ con pulsazione elettrica del sist. ω_0 cioè non ha abbastanza rotazione meccanica

il limite di stabilità pratico e' più basso del limite teorico

$$|\delta| < \delta_{lim\,prat} < \delta_{lim\,teorico} = \pi/2$$

- nelle linee di distribuzione MT che è l'unica osservabile rispetto a X_L, ma cerco di a ottenerla posso fare delle approssimazioni.
- nelle RBT ho $R > X$ quindi assolutamente non posso trascurarla.

$\bar{V}_R = V_R \angle 0$

$\bar{V}_S = V_S \angle \delta$

$$P_S = P_R = \frac{V_S V_R}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} \operatorname{sen}\delta = P_{MAX} \cdot \operatorname{sen}\delta$$

$$P_{MAX} = \frac{V_S V_R}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} \simeq \frac{V_S V_R}{X a}$$

linee corte.

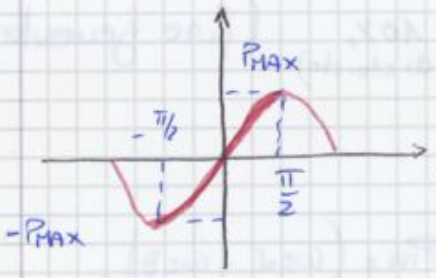
$$Q_R = \frac{V_R}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}\left(V_S \cos\delta - V_R \cos\theta\right)$$

$$Q_S = \frac{V_S}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}\left(V_S \cos\theta - V_R \cos\delta\right)$$

cambio da R → S e metto un meno davanti a Q_S per far tornare i conti

$P_{MAX} \propto V_N^2$, $P_{MAX} \propto \frac{1}{a}$. In realtà non ho $\propto$ inversa esatta ma ho

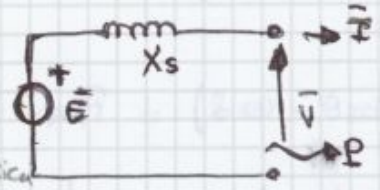
anche che se: $\uparrow a \Rightarrow \uparrow \theta \propto a \Rightarrow \uparrow \operatorname{sen}\theta \Rightarrow \downarrow P_{MAX}$.



stabilità teorica $|\delta| < \pi/2$.

In macchine elettriche avevamo incontrato la caratteristica del generatore sincrono isotropo: $X_d = X_q = X_S$: reattanza sincrona.

A regime:



$$\begin{cases} \bar{E} = E\angle\delta \\ \bar{V} = V\angle 0 \\ E \propto V_{ecc} = r_{ecc} \cdot i_{ecc} \end{cases}$$

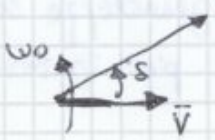
Coppia elettromagnetica

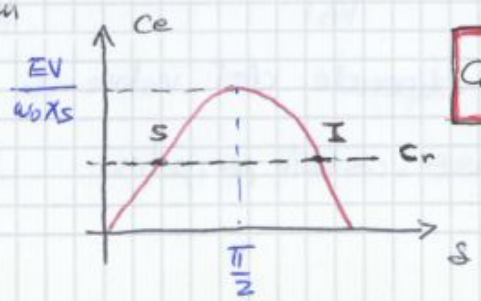
$P = C_e \cdot \omega_0$ $\quad \bar{I} = \dfrac{E\angle\delta - V\angle 0}{j X_S}$

$$S = P + jQ = \bar{V}\bar{I}^* = jV \cdot \frac{E\angle -\delta - V}{X_S}$$ per cui

$$P = \frac{EV}{X_S}\operatorname{sen}\delta \Rightarrow C_e = \frac{EV}{\omega_0 X_S}\operatorname{sen}\delta.$$

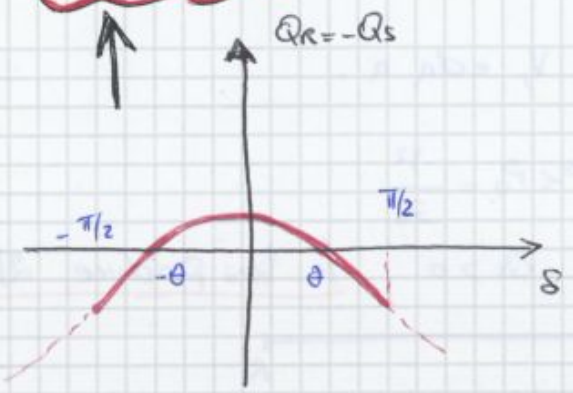
vettore spaziale fem $\bar{E}$ (solidale col rotore)





$$\boxed{C_e = \frac{EV}{\omega_0 X_S}\operatorname{sen}\delta}$$

Cosinusoide



$$\begin{cases} Q_R > 0 \\ Q_S < 0 \end{cases} \quad \text{se } |\delta| < \theta$$

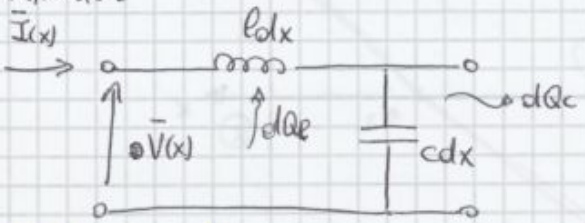
$$Q_R = 0 \quad (Q_S = 0) \quad |\delta| = \theta$$

$$\begin{cases} Q_R < 0 \\ Q_S > 0 \end{cases} \quad \text{se } \theta < |\delta| \le \pi/2.$$

(a) $\delta = \theta \Rightarrow Q_S = 0 \quad Q_R = 0$ $\boxed{\text{carico caratteristico}}$

$$|\bar{V}_S| = |\bar{V}_R| \qquad \angle\bar{V}_S - \angle\bar{V}_R = \theta = \delta$$

Perché le potenze reattive sono nulle agli estremi con carico caratteristico? consideriamo l'elementino dx con elementi reattivi l, c:



$$\frac{\bar{V}(x)}{\bar{I}(x)} = Z_0 = \sqrt{\frac{l}{c}} \quad \forall \text{ punto della linea.}$$

purché sia a carico caratteristico devo soddisfare

Bilancio potenze:

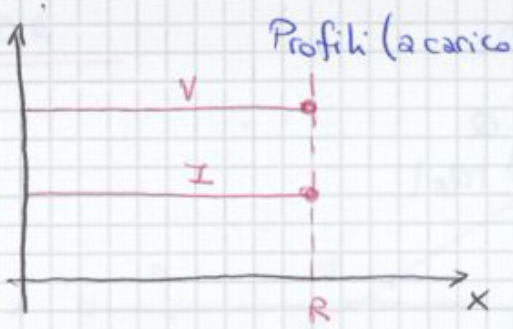
$$dQ_l = \omega l I^2 dx \qquad \text{ma} \quad V = Z_0 I$$

$$dQ_c = \omega c V^2 dx \Rightarrow dQ_c = \omega c \cdot Z_0^2 \cdot I^2 dx = \omega \cdot \frac{l}{c} \cdot I^2 dx =$$

$$dQ_c = \omega l I^2 dx.$$

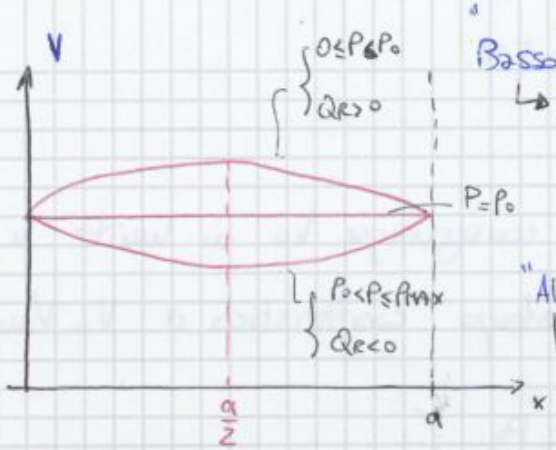
Quindi: $\boxed{dQ_l = dQ_c}$ compensazione (esatta) effetti reattivi.

Profili (a carico caratteristico)



In condizioni di carico caratteristico ($\delta = \theta$)

$$P = \frac{V^2}{Z_0 \cancel{\operatorname{sen}\theta}} \cancel{\operatorname{sen}(\delta)} = \frac{V^2}{Z_0} = P_0 \quad \text{potenza caratteristica.} \Rightarrow$$



"Basso" carico produce $2|Q_R|$
↳ cioè $P \le P_0$ (potenza att. caratteristica).

"Alto" carico assorbe $2|Q_R|$.
↳ $P \geq P_0$

(ORA faccio un'approssimazione)

- trasferimento di Q lungo la linea.

$$Q_R = \frac{V_R}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} (V_S \cos\delta - V_R \cos\theta).$$

Hip: sfasamenti piccoli $\Rightarrow \cos\delta \simeq 1$.
linea "corta" $\Rightarrow \cos(\theta) \simeq 1 \Rightarrow \operatorname{sen}\theta \simeq \theta$.

Pertanto $Q_R \simeq \frac{V_R}{x_L a} (V_S - V_R)$ per aumentare sensibilmente Q_R trasferita bisogna aumentare $(V_S - V_R)$.

In particolare, $Q_R > 0 \Rightarrow V_S > V_R$
In una rete in AC la potenza reattiva circola per differenza tra i moduli delle tensioni ai suoi capi.
Lo scopo delle linee è trasferire potenza attiva, meno potenza reattiva si trasferisce meglio è.

$P \simeq \frac{V_R V_S}{x_L a} \delta$. (stesse ipotesi di Q_R, in più approssimiamo $\operatorname{sen}(\delta) \simeq \delta$)

la circolazione di P è associata allo sfasamento tra le tensioni ai suoi capi.

Un altro limite delle linee è il 1:10:20.
- limite termico → Indipendente dalla lunghezza della linea.

$I \le I_{max}$ temperatura max dei conduttori: cavo → $\Delta\theta$ per non danneggiare isolante
aeree → $\Delta\theta$ dip. da proprietà meccaniche del conduttore.

▶ funzionamento a vuoto

$V_S = V_N$, $V_R = \frac{V_S}{\cos\theta} = 388{,}3\ kV$

$\frac{V_R}{V_N} = 1.022\ pu$ $(+2{,}2\%)$

$Q_S = -tg(\theta)\frac{V_S^2}{Z_0} = -tg(\theta)\frac{V_N^2}{Z_0} = 120{,}7\ MVar$ non irrilevanti

$S = P_S + jQ_S = jQ_S$

$I_S = \frac{|Q_S|}{\sqrt{3}V_N} = 183\ A$ modesto rispetto a I_{MAX}.

▶ funzionamento a carico caratteristico.

$P_S = P_R = \frac{V_N^2}{Z_0} = 562{,}6\ MW$ $Q_R = Q_S = 0$

$I_S = I_R = \frac{V_N}{\sqrt{3}Z_0} = 855\ A$.

▶ funzionamento a tensioni assegnate: $V_S = V_R = V_N$.

$P_{MAX} = \frac{V_S \cdot V_R}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} = \frac{V_N^2}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} = 2683\ MW > S_{MAX} = 1620\ MVA$.

↳ e' il limite teorico con $\delta = \pi/2$

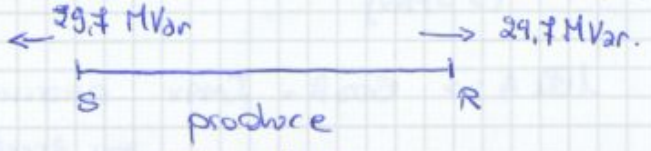
Consideriamo 2 casi (tensioni assegnate agli estremi)

① $P = 400\ MW < P_0$

$\Rightarrow P = P_{MAX}\sin(\delta) \Rightarrow \delta = \arcsin\left(\frac{P}{P_{MAX}}\right) = 0{,}1496\ rad < \theta$ $(8{,}57°)$

$Q_R = -Q_S = P_{MAX}(\cos\delta - \cos\theta) = 29{,}7\ MVar$.

a cui corrisponde un $\cos\varphi = \frac{P}{\sqrt{P^2+Q^2}} = 0{,}9973$.

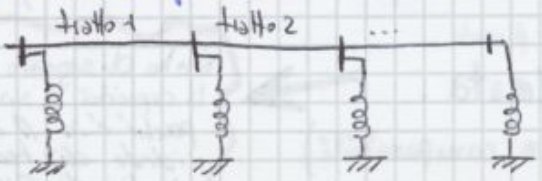


produce 59,4 MVar.

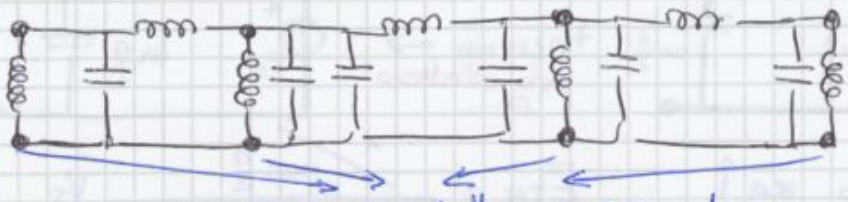
$I_R = I_S = \frac{\sqrt{P^2+Q^2}}{\sqrt{3}\,V_N} = 609\ A$.

② $P = 1200\ MW > P_0$

Il problema dei cavi e' l'alto valore di c.
Posso modificare (in teoria) c o modificando ε_r dell'isolante o modificando la geometria, ottenendo cavi enormi con schermi molto lontani dai conduttori → sono entrambi soluzioni impraticabili.
Possiamo pensare di bilanciare le c con delle induttanze:



Ciascun tratto puo' essere schematizzato come:

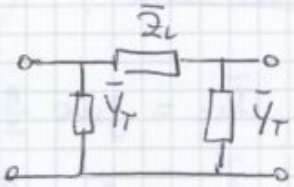


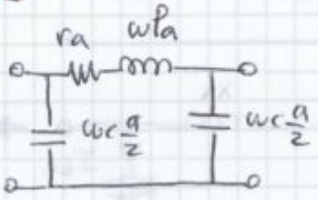
induttanze aggiuntive.

Ogni tratto dovrebbe essere lungo ≈ 30 km, ai capi di ogni tratto dovrebbe esserci una stazione dove installare le induttanze e le relative protezioni
⇒ impraticabile

I cavi si utilizzano quindi solo in zone urbane o tratti di mare, dove le lunghezze sono modeste.
Le soluzioni per tratti di mare grandi e' il cavo in DC.

15/03/2013 lezione 6: listened





$\bar{Z}_L = Z_0 \, sh(\bar{\gamma} a)$ $\qquad sh(\bar{\gamma} a) \simeq \bar{\gamma} a$.

$\bar{Y}_T = \frac{1}{Z_0} th(\bar{\gamma} a)$ $\qquad th(\bar{\gamma} a/2) \simeq \frac{\bar{\gamma} a}{2}$ $\qquad g \ll wc$.

normalmente si rifasano le linee di trasmissione per evitare di prelevare potenza reattiva da esse.

Al crescere della V_{NOM}, e a parità di lunghezza, crescono le correnti nelle capacità del circuito equivalente.

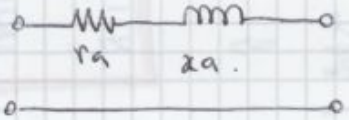
Quindi

V_{NOM} piccole => $I_{RC}, I_{SC} \ll I_R$ =>  sono trascurabili per basse tensioni

(Eccezione fatta per la linea a vuoto dove I_{RC} e I_{SC} non sono più trascurabili rispetto a I_R).

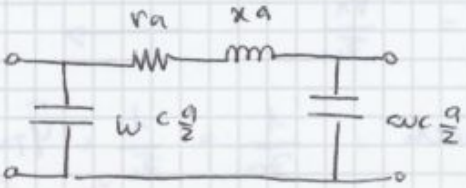
Pertanto il succo del discorso è: (Sintesi di queste considerazioni)

(ho capacità piccole) linee MT aeree, linee BT (cavo)



ignoro gli effetti capacitivi

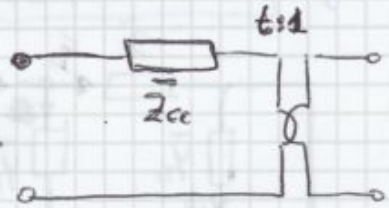
linee MT cavo (ho capacità considerevoli)



fine linee

le capacità MT aeree e MT cavo differiscono di 20÷30 volte.

Modelli trasformatori (a 2 avvolgimenti)



trattazione semplificata

$Z_{cc} = R_{cc} + j X_{cc}$

perdite joule avvolgimenti — flussi dispersi

Ragionando in p.u.

$$\boxed{S_N \uparrow \Rightarrow \begin{cases} X_{ccpu} = cost \\ R_{ccpu} : \downarrow \end{cases}}$$

taglia cresce => R_{cc} trascura.

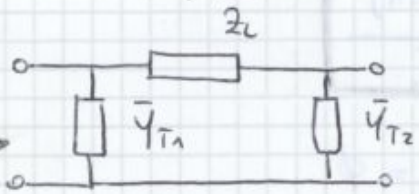
per S_N "grande", $R_{cc} \ll X_{cc}$

fattore di scala: ℓ

è una conseguenza dell'analisi dimensionale → $\begin{cases} S_N \propto \ell^4 \\ P_{JOU} \propto \ell^3 \end{cases}$ => $\boxed{\eta \propto \ell}$ al crescere di ℓ migliora il rendim.

Confronto questi due circuiti

Circuito Equivalente a π.



ℓ: dimensione lineare

avevamo detto che il trafo ideale è invertibile se ho $\frac{V_{B1}}{V_{B2}} = \frac{V_{N1}}{V_{N2}}$, ma raramente ciò capita

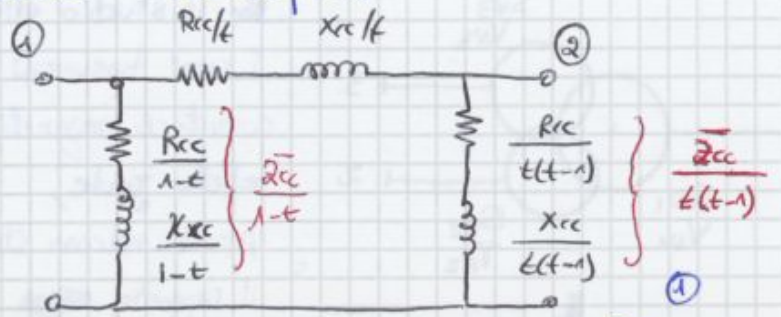
quando ho $\boxed{t=1}$, gli estremi del trafo sono interscambiabili, invece

se $t \neq 1$ ho ammettenze trasversali diverse => NON HO PIÙ L'INTERSCAMBIO

Per tratti di taglia grossa il parametro più importante è X_{cc} e avendo i dati di targa si può risalire ad esso più facilmente.

- se $t \neq 1 \Rightarrow \begin{cases} Y_{T2} \neq 0 \\ Y_{T1} \neq 0 \end{cases}$

Osservazione



- se $t > 1$ $\quad 1-t < 0 \Rightarrow$ ① $\frac{R_{cc}}{1-t} < 0$ $\quad$ ② $\frac{R_{cc}}{t(t-1)} > 0$

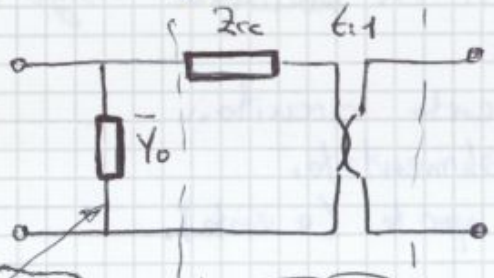
$t-1 > 0$ $\quad$ $\frac{X_{cc}}{1-t} < 0$ $\quad$ $\frac{X_{cc}}{t(t-1)} > 0$

Rappresenta il comportamento del circuito π ai morsetti esterni:

È possibile poiché è un circuito equivalente che non ha un significato fisico, è accettabile avere resistenza negativa!

La reattanza negativa può essere vista come un condensatore, ma solo a regime sinusoidale. Per cui in dinamica l'induttanza < 0 rimane induttanza.

Un modello più realistico è:



$\bar{Y}_0 = G_0 + j B_0$

G_0: perdite nel ferro

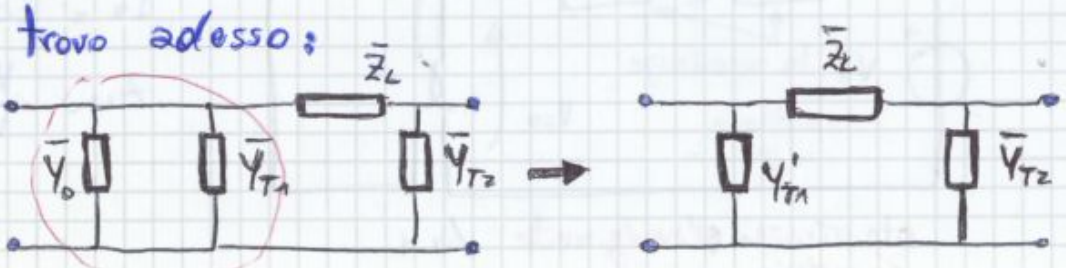
B_0: corrente di magnetizzazione ($\mu_{Fe} \neq \infty$)

materiali reali hanno $\mu_{Fe} \neq \infty$.

per includere le perdite

qui circuito equivalente vista in precedenza.

→ trovo adesso:



sono in //

⚠ l'avvolgimento percorso dalla I nominale e' il (2)

Ipotesi: Se $S_{N1} > S_{N2}$, $I_2 = I_{2NOM} = \dfrac{S_{N2}}{\sqrt{3}\,V_{N2}}$

$$I_1 = \frac{I_2}{t_{12}} = \frac{V_{N2}}{V_{N1}} I_2 = \frac{V_{N2}}{V_{N1}} \cdot \frac{S_{N2}}{\sqrt{3}\,V_{N2}} < \frac{S_{N1}}{\sqrt{3}\,V_{N1}} = I_{N1}$$

Ipotesi: se $S_{N1} < S_{N2}$, $I_1 = I_{N1}$ $\quad I_2 < I_{N2}$.

Quindi: lo trattiamo come se fosse un trasformatore a 2 avvolgimenti $S_{Neq} = \min(S_{N1}, S_{N2})$ S_N equivalente.

Sia $\boxed{\bar{Z}_{12} = \bar{Z}_1 + \bar{Z}_2}$ (impedenza vista dall'avvolgimento alimentato)

$\boxed{Z_{12} = \dfrac{\bar{V}_1}{\bar{I}_1}}$

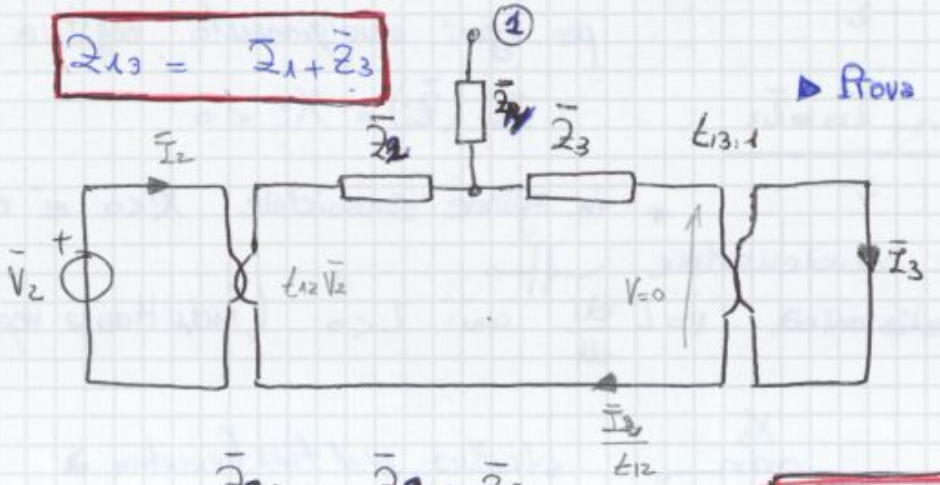
↳ misura di $P_1, V_1, I_1 \Rightarrow$ ricavo parte reale e immaginaria di $\bar{Z}_{12}$

(*) ▶ Prova in cto-cto 1-3 ($\bar{I}_2 = 0$)

Stesse considerazioni precedenti, solo che sostituisco 3 a 2.

$\boxed{Z_{13} = Z_1 + \bar{Z}_3}$

▶ Prova cto cto 2-3 ($\bar{I}_1 = 0$)

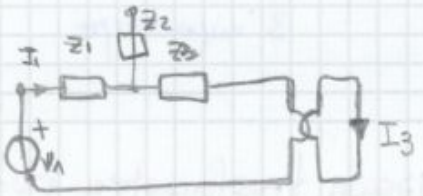


$$\bar{Z}_{23} = \bar{Z}_2 + \bar{Z}_3 = t_{13}^2 \frac{\bar{V}_2}{\bar{I}_2}$$

$$\boxed{Z_{23} = t_{12}^2 \frac{\bar{V}_2}{I_2}}$$

$$\bar{Z}_{23} = \bar{Z}_2 + \bar{Z}_3 = \frac{t_{12} V_2}{\bar{I}_2 / t_{12}} = t_{12}^2 \frac{\bar{V}_2}{\bar{I}_2}$$

(*) (1-3)

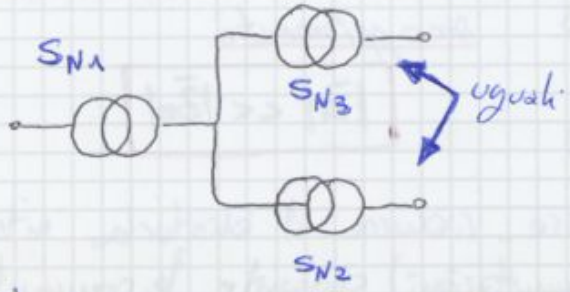


$$\boxed{Z_{13} = Z_{12} = \frac{\bar{V}_1}{I_1}}$$

dal punto ⓐ a ⓒ ho semplicemente l'impedenza Z_n quindi posso immaginare un TRAFO con t = unitario = 1.

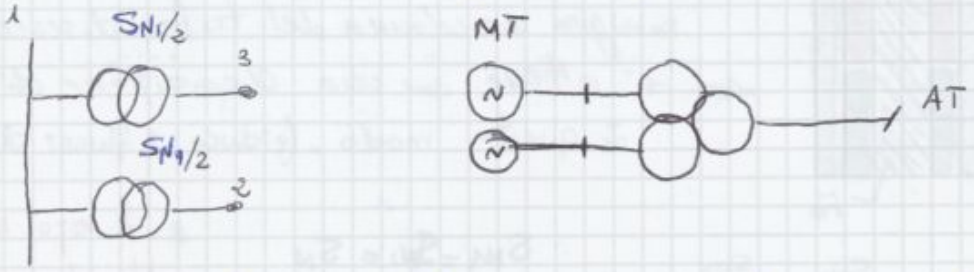
A cosa servono TR. a 3 avvolgimenti?

1) connessione di due componenti uguali impiegando un trasformatore a 3 avv. con 2 avvolg. uguali tra loro e con potenze metà del primario

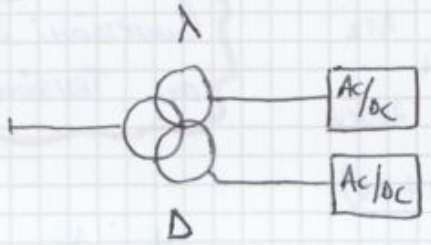


$$\frac{S_{N1}}{2} = S_{N2} = S_{N3}$$

2) risparmio di spazio rispetto a due TR separati



3) conversione AC/DC con convertitori a SCR o Diodi, i cui chiamati a 12 impulsi

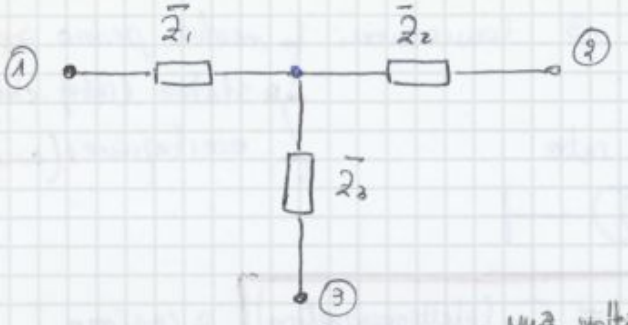


λ, D per avere ritardi

AC/DC sono collegati in
- serie (sommo tensioni)
- parallelo (antiparallelo) $\sum I_i$

Sono utilizzati in
- trazione elettrica DC (tradizionale)
- linee DC.

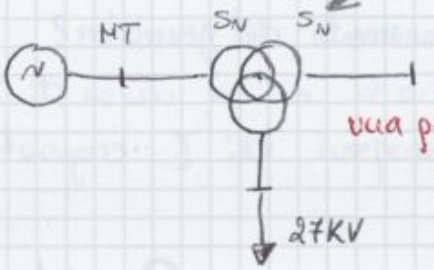
Facciamo un ragionamento che riguarda le imped. del trasformatore.



$|Z_1| \ll |Z_2|$

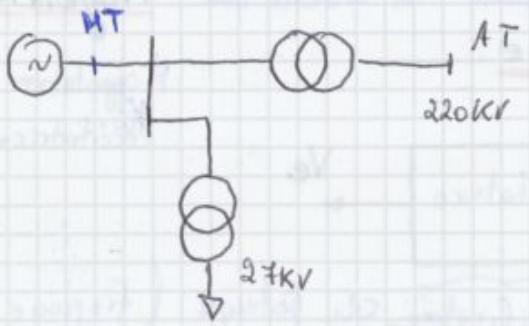
↑ disaccoppiamento.

una volta a noncalieri



soluzione opportuna è

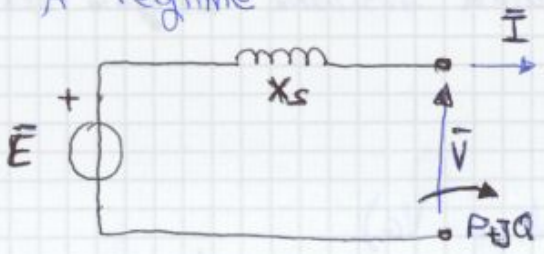
una parte di potenza alimenta un circuito a 220kV.
e l'altra parte alimenta un circuito a 27kV.



ho la MT da 27kV collegata direttamente al gen. (posso controllare).

Modello dei generatori: (sincroni) 20/03/2013 (2)

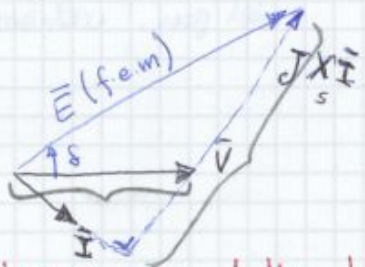
A regime



se motore isotropo

- $X_d = X_q = X_s$ (isotropo)
- $R_s \ll X_s$ (taglia rilevante)
- $|\bar{E}| \propto I_e = \frac{V_e}{R_e}$

$X_s \sim 2$ pu (200%) (base nominale)



$\bar{E}$ generatore ideale.

quando il generatore $\bar{E}$ eroga la V_N, la tensione ai capi di X_s è il doppio.
(molto lontano dall'idealità)

(*) la proiezione di $\bar{I}$ su ascissa è la potenza reattiva a meno di una costante V

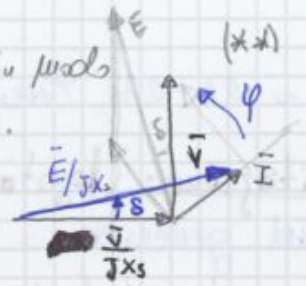
$$\bar{E} = \bar{V} + jX_s\bar{I} \qquad \text{(thevenin)}$$

$$\frac{\bar{E}}{jX_s} = \frac{\bar{V}}{jX_s} + \bar{I}$$

$P = VI\cos\varphi$

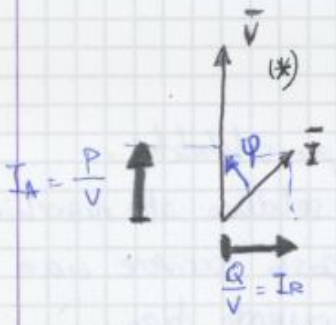
$Q = VI\operatorname{sen}\varphi$.

disegno $\bar{V}$ verticale in modo che $\frac{\bar{V}}{jX_s}$ è in ritardo rispetto a $\bar{V}$



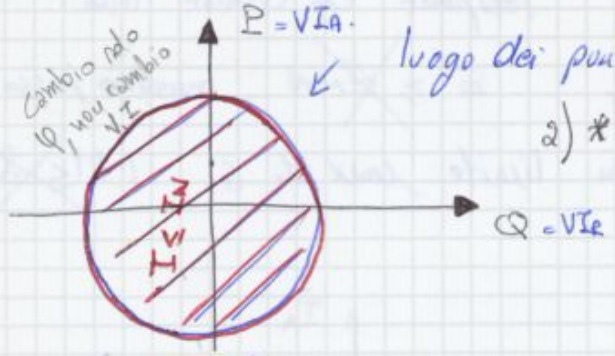
$I_A = I\cos\varphi$ (Comp. attiva di corrente)

$I_R = I\operatorname{sen}\varphi$ (Comp. reattiva di corrente)



Ora immaginiamo di lasciare la [redacted] tensione V costante, ho dei limiti di funzionamento:

1) limite termico statore: $\boxed{I \leq I_N = \frac{S_N}{\sqrt{3}V_N}}$

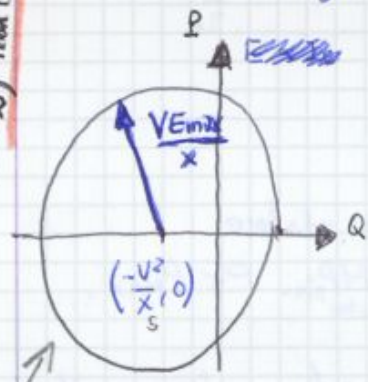


luogo dei punti a corrente statorica costante.

2) * $\boxed{I_e \leq I_{e\,max}}$ ma sappiamo che $I_e \propto E$ a meno di un fattore di scala posso porre un limite $\boxed{E \leq E_{max}}$

Quindi tengo $\bar{E}$ costante in modulo e variando l'angolo δ.

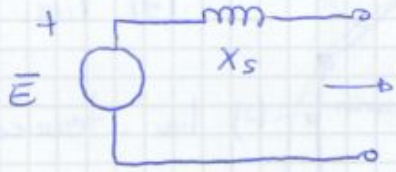
(*) 2) limite termico rotore



basta girare $\frac{\bar{E}}{jX_s}$ in (**)

il generatore sincrono è collegato ad un motore primo.

$P = C_m \cdot \omega_0 = C_e\,\omega_0$



$\rightarrow P = C_m\omega_0 = C_e\omega_0$ è la potenza erogata dal motore perché non ho considerato nessuna perdita di nessun tipo.

sto lavorando su di una retta orizzontale nel diagramma (P, Q).

ASSEGNATA $\boxed{P = C_{m\,cav}}$ non devo uscire da ripple (disegno)

assegnata anche $V_{G\,RIF}$.

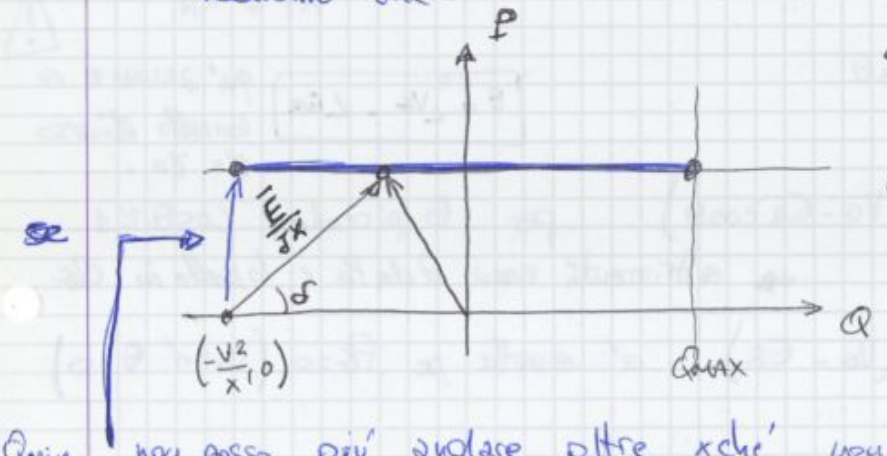
$Q \geq Q_{MIN}$. (sottoeccitazione)

$Q \leq Q_{MAX}$. sovraeccitazione (termico motore) (termico statore)

sovente ho tale limite

eventualmente ho questo.

Vediamo che:



il punto di funzionamento è deciso da δ cioè dalle condizioni della rete (sfasamento tra tensioni V e E)

non posso più andare oltre xché non ho più tensione per eccitare. (interviene il regolatore automatico di tensione) questa cosa capita anche per Q_{MAX}.

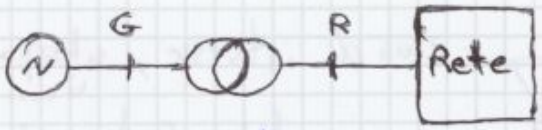
P → motore primo.

Q → interazione con la rete $Q_{MIN} \leq Q \leq Q_{MAX}$.

sottoeccitazione — limiti termici

V → regolatore automatico.

20/03/2013 (3)

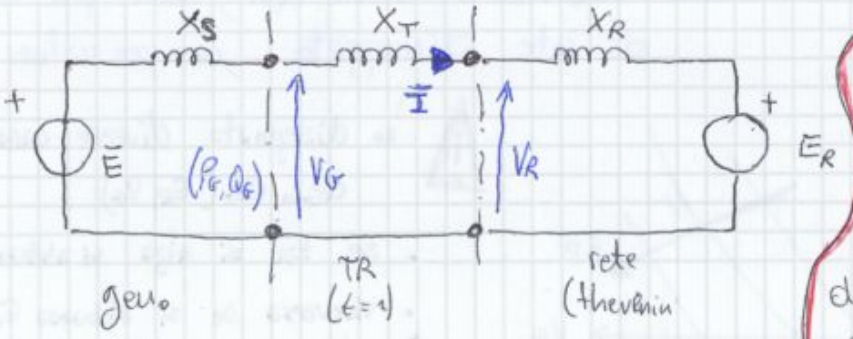


come è costituito il sistema elettrico?

1) Ignoriamo tutte le R (solo X)

2) $t = 1$; vuol dire scegliere $\frac{V_{B1}}{V_{B2}} = \frac{V_{N1}}{V_{N2}}$

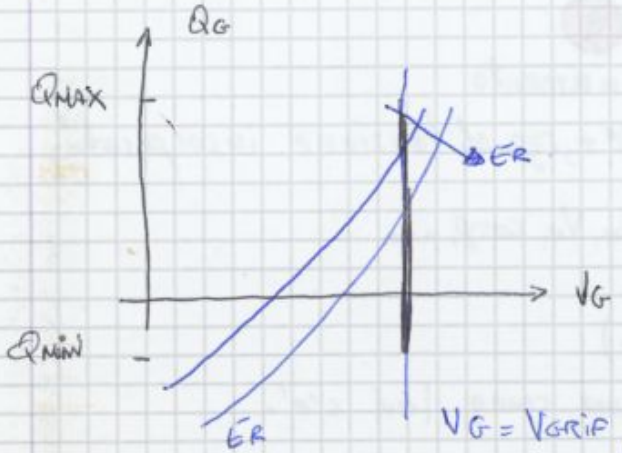
3) rappresento la rete con circuito eq. di thevenin.



Devo analizzare il comportamento del lato rete e come risponde di conseguenza la generazione

26

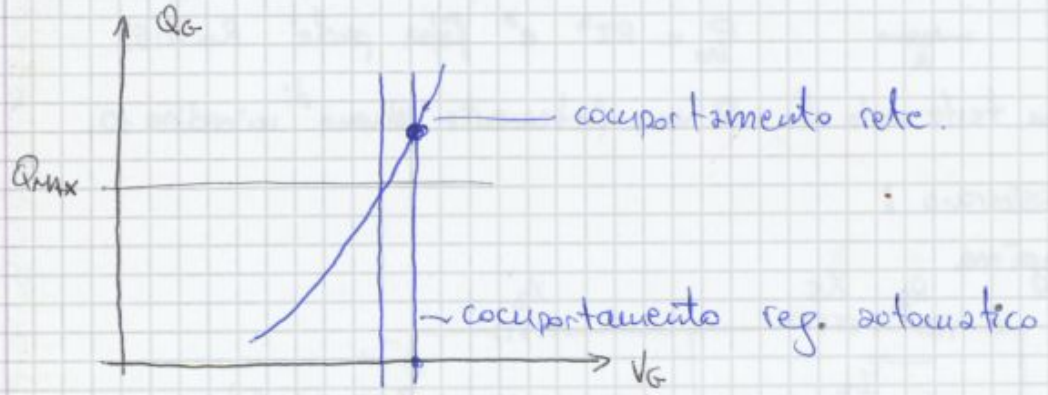
⚠ Ci interessa valutare la Q_R (lato rete)



⚠ se si alza la fem ER si abbassa la potenza di rete. QG

~ caratteristica gen (con RRTE ideale)

finché sono nel segmento verticale QMAX; QMIN tutto OK.
se tendo ad uscire cosa succede?



il regolatore aut. non riesce a mantenere la tensione costante

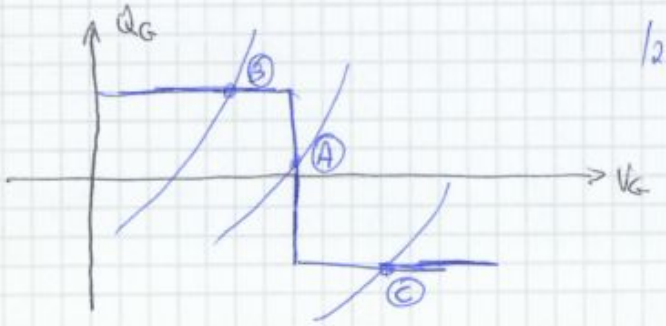
$Q_G = Q_{GMAX}$.

$V_G < V_{GRIF}$.

(A) $V_G = V_{GRIF}$ $\quad Q_{GMIN} \leq Q_G \leq Q_{GMAX}$.

(B) $V_G < V_{GRIF}$ $\quad Q_G = Q_{GMAX}$.

(C) $V_G > V_{GRIF}$ $\quad Q_G = Q_{GMIN} < 0$



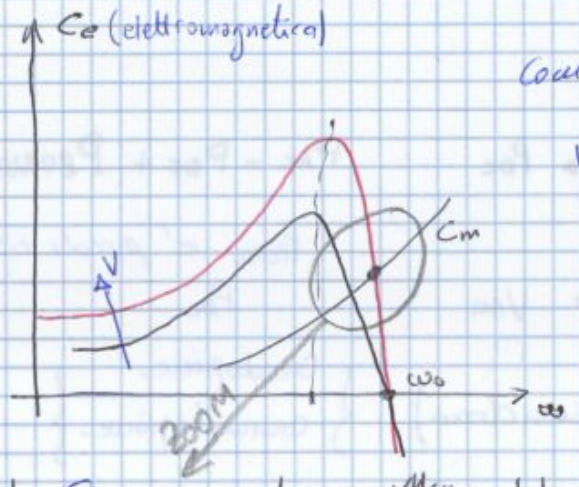
la potenza dipende come si comporta la rete.
e' non e' controllabile
se la VG e' alta

Continuazione lezione 22/03/2012.

la $R_2 \frac{1-s}{s}$ e' la parte che mi converte la P_{el} in P_m.

se considero la velocità costante al variare di V ho

$s = \frac{\omega_0 - \omega}{\omega_0}$ → non ha molto senso.



Come si determina la ω di rotazione?

intersezione con caratteristica Cm del motore.

con $C_e \propto V^2$ a parità di ω

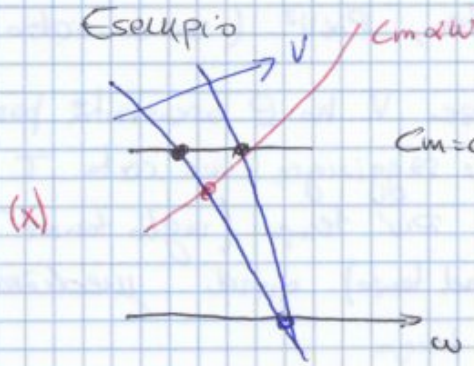
- ω_0 non cambia
- ω per cui si ha C_{max} non cambia

potenza che transita. $C_e \omega_0$ = potenza al traferro.

pot. che si converte. $C_e \omega$ = potenza meccanica

↓V ⇒ ↓ω ⇒ ↑s. di quanto aumenta? facciamo uno zoom.

Esempio



di solito ho un espressione parabolica $\boxed{C_m = a\omega^2 + b\omega + c}$

a seconda dei valori a,b,c posso descrivere qualsiasi comportamento meccanico.

Potenza attiva assorbita dal motore: P.

$$P = \underset{\text{Joule statore}}{P_{J1}} + \underset{\text{ferro}}{P_0} + \underset{\text{tra ferro}}{C_e \omega_0}$$

Cosa succede a P al variare di V.?

In generale: (qualitativamente) ↑V → ↓P_{J1} → ↑P_0 → C_e = cost. ω_0 = cost.

⚠ P_0 e C_{eo} non dipendono da ω di rotazione.

ha lo scopo di variare V_{MT} (lato media)

Al variare di AT, il regolatore o variatore automatico tende a mantenere V_{MT} costante (al meglio possibile)

Come rappresentiamo il carico (TRAFO + RETE MT)?

Modello:

1) Legge di potenza

$$y = x^{\alpha}$$

la variabile di potenza è x; α è fisso.

$$\begin{cases} P = P_0 \left(\frac{V}{V_0}\right)^{\alpha} \\ Q = Q_0 \left(\frac{V}{V_0}\right)^{\beta} \end{cases}$$

$$\boxed{\log y = \alpha \log x}$$

retta sugli assi bilogaritmici

elasticità (termine economico) → è l'esponente

$$y = y_0 \left(\frac{x}{x_0}\right)^{\alpha}$$

ho reso la base adimensionale, inoltre considero il passaggio per (x_0, y_0). Derivando.

$$\begin{cases} \frac{dy}{dx} = y_0 \alpha \left(\frac{x}{x_0}\right)^{\alpha-1} \frac{1}{x_0} \\ y_0 = y \left(\frac{x}{x_0}\right)^{-\alpha} \end{cases} \Rightarrow \frac{dy}{dx} = y \left(\frac{x}{x_0}\right)^{-\alpha} \alpha \left(\frac{x}{x_0}\right)^{\alpha-1} \frac{1}{x_0}$$

$$\boxed{\frac{dy}{y} = \alpha \frac{dx}{x}}$$

$$\frac{dy}{dx} = \alpha \frac{y}{x} \qquad \frac{\Delta y}{y} \simeq \alpha \frac{\Delta x}{x}$$

elasticità

$$\boxed{\alpha = \frac{\frac{\Delta y}{y}}{\frac{\Delta x}{x}}}$$

rapporto tra variazioni relative.

⚠ i carichi lato MT sono poco influenzati dalla tensione.

⚠ ad essere proporzionali sono i valori relativi e non i valori stessi.

27/03/2013. lezione 9

$$\begin{cases} P = P_0 \left(\frac{V}{V_0}\right)^{\alpha} \\ Q = Q_0 \left(\frac{V}{V_0}\right)^{\beta} \end{cases}$$

$$\alpha = \frac{dP}{dV} \cdot \frac{V}{P} \sim \frac{\Delta P/P}{\Delta V/V}$$

$$\beta = \frac{dQ}{dV} \cdot \frac{V}{Q} \sim \frac{\Delta Q/Q}{\Delta V/V}$$

Casi particolari

A) se $\alpha = \beta$ $\quad \frac{Q}{P} = \frac{Q_0}{P_0}$ non dipende da V

$tg\varphi = tg\varphi_0$ sfasamento (V, I) costante e indipendente da V.

1) $\alpha = \beta = 0$ → carico a potenza costante.

$$\begin{cases} P = P_0 \\ Q = Q_0 \end{cases} \quad \forall V.$$

2) $\alpha = \beta = 1$ modello a corrente costante

$$\begin{cases} P = P_0 \cdot \frac{V}{V_0} \propto V \\ Q = Q_0 \cdot \frac{V}{V_0} \propto V \end{cases} \qquad \cos\varphi = cost$$

$$I = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{V} = \text{costante} = \frac{\sqrt{P_0^2 + Q_0^2}}{V_0} \text{ indipend. da } \varphi$$

→ viene utilizzata per le reti di distribuzione → insieme di carichi visti a I cost.

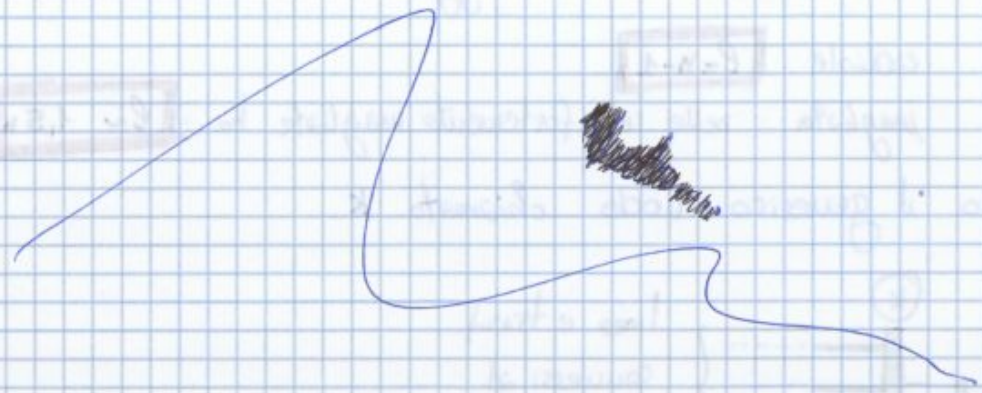
3) $\alpha = \beta = 2$ Carico a impedenza costante

carichi generalmente con comportamento induttivo

$$G = \frac{P}{V^2} = \frac{P_0}{V^2} \cdot \frac{V^2}{V_0^2} = \frac{P_0}{V_0^2} = G_0$$

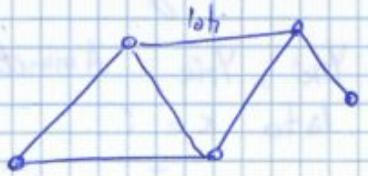
indipendente da V.

AT → modello a P. costante $\alpha = \beta = 0$
↑ potenza.



fine modello a potenza costante.

Modello rete generica:
è costituita da elementi: $\boxed{\text{linee e TRAFI.}}$
lo scopo è la connessione tra generatori e carichi.
Andiamo a rappresentare l'intero sistema ora con un grafo: cioè insieme di nodi (collegamenti)



struttura radiale con maglie.

lati: connessioni tra nodi
→ linee e trafo.

nodi: punti di connessione tra linee e trafi ⇒ generatori e carichi

Consideriamo una generica rete con **n** nodi e **l** lati, per garantire la connessione tra tutti i nodi ed avere una rete unica e non reti separate bisogna avere. $\boxed{l \geq n-1}$

$l = n-1$ ← struttura radiale priva di maglie (percorsi chiusi)

da Elettrotecnica ⟹ $l - n + 1$ = Numero di maglie indipendenti

Abbiamo $\bar{Y}_{L12}$, $\bar{Y}_{T12}$ e $\bar{Y}_{T21}$ → parametri: linea o TRAFO
collegamento tra nodo $\boxed{2 \text{ e } 1}$

collegamento nodi $\boxed{2 \text{ e } 3}$
Y_{L23}, Y_{T23}, Y_{T32} ecc per il resto dei collegamenti

NB: i nodi $\boxed{1 \text{ e } 3}$ non sono collegati tra loro quindi:
$Y_{L13} = Y_{T13} = Y_{T31} = 0$ circuito aperto.

Assumiamo che

$$\boxed{\begin{array}{l} Y_{Lki} \overset{def}{=} Y_{Lik} \\ Y_{Lkk} \overset{def}{=} 0 \; ; \; Y_{Tkk} \overset{def}{=} 0 \end{array}}$$

→ vuol dire $Y_{L21} = Y_{L12}$, ... ecc ecc

→ per comodità definisco così le auto ammettenze

Matrice delle ammettenze: mi permette di legare tra le $\bar{I}_k$ (iniettate da generatori e carichi) e le $\bar{V}_k$

$$\begin{cases} \underline{i} = [\bar{I}_1 \; \dots \; \bar{I}_k \; \dots \; \bar{I}_n]^T \\ \underline{v} = [\bar{V}_1 \; \dots \; \bar{V}_k \; \dots \; \bar{V}_n]^T \end{cases} \Leftarrow$$

definiamo i vettori tensione e corrente (colonne) così

27/3/13 (2) $\boxed{\underline{i} = Y_B \cdot \underline{v}}$ Y_B matrice delle ammettenze quadrata $n \times n$, come si trova?

Y_B = matrice delle ammettenze nodali.
nodi reti elettriche → bus
bus bar → sbarra (nel senso elettrico)

Quindi Y_B sta per Y BUS

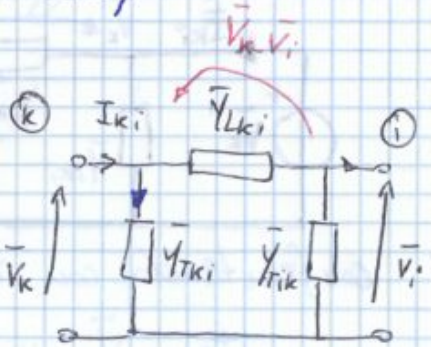
Y_{ki}: generico elemento di Y_B.

$$\boxed{\bar{I}_k = \sum_{i=1}^{n} \bar{Y}_{ki} \bar{V}_i}$$

Come si determina Y_B? (tutti i suoi elementi costituenti)

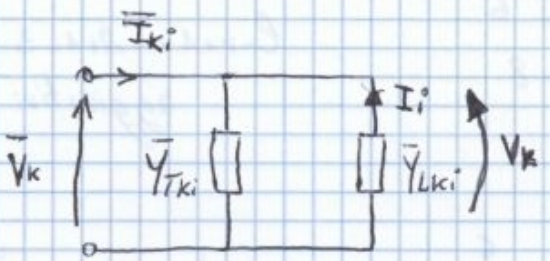
Determino l'elemento $\bar{Y}_{ki}$:

$$\bar{I}_k = \sum_{i=1}^{n} I_{ki} \qquad \boxed{\text{con } I_{kk} \overset{def}{=} 0}$$



$$\bar{I}_{ki} = \bar{Y}_{Tki} \bar{V}_k + Y_{Lki} (\bar{V}_k - \bar{V}_i)$$

$$\bar{I}_{ki} = (Y_{Tki} + Y_{Lki}) \bar{V}_k - \bar{Y}_{Lki} \cdot \bar{V}_i$$



$$\bar{I}_k = \sum_{i=1}^{n} \bar{I}_{ki}$$

Proprietà di Y_B (mat. amm. nodali)

- è una matrice simmetrica. $\bar{Y}_{ki} = \bar{Y}_{ik}$ $i \neq k$

  $Y_{ki} = -Y_{Lki} \Rightarrow$ vuol dire anche

  doppio dipolo (caso di linea con 2 nodi) $\Rightarrow$ Reciprocità

- è una matrice sparsa, con molti zeri e con molti elementi nulli

→ $\bar{Y}_{kk}$ sono tutti $\neq 0$

→ $\bar{Y}_{ki}$ $i \neq k$ sono $\neq 0$ solo se i nodi sono collegati tra loro.

Consideriamo una generica linea con $\left\{ \begin{array}{l} n \text{ nodi} \\ \ell \text{ lati} \end{array} \right\}$

Quanti sono gli elementi $\neq 0$

$\Rightarrow$ $\underbrace{n}_{\text{diago}} + \underbrace{2\ell}_{\text{fuori diagonale}}$ facciamo un confronto.

$$\frac{n+2\ell}{n^2} = \frac{\text{n° elem. } \neq 0}{\text{n° tot. elementi}} = \frac{1}{n} + \frac{2\ell}{n^2}$$

Prima si è detto che per AT fortemente magliata ho $\boxed{\ell \sim 1{,}5n}$ $\Rightarrow$ $n+2\ell \sim 4n$ quindi

$$\frac{n+2\ell}{n^2} \simeq \frac{4n}{n^2} = \frac{4}{n}$$

$\boxed{\frac{4}{n}}$ elementi $\neq 0$ nelle reti fortemente magliate.

Con $n = 100$ solo 4% di elementi di Y_B $\neq 0$

$n = 1000$ solo lo 0,4%

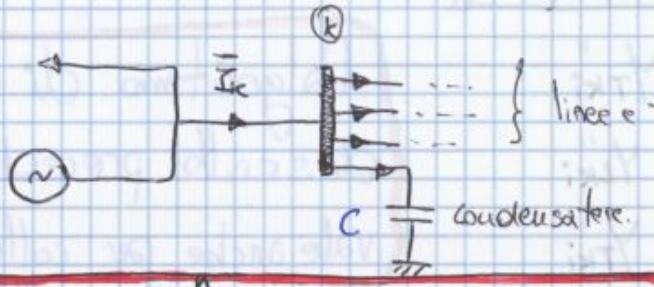
$n = 10000$ solo lo 0,04%

Estensioni:

Abbiamo finora considerato linee elettriche collega. fatte da linee e trasformatori, in realtà possiamo rappresentare qualsiasi componente purché descrivibile con ammettenze.

- Componenti "trasversali" connessi a 1 solo nodo:
  - condensatori di rifasamento (estensione 1)

jB_k include tutti i paralleli dei condensatori connessi al nodo k



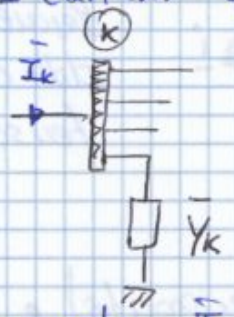
il condens. come contribuirà alla matrice delle ammett.

$$\boxed{\bar{Y}_{KK} = \sum_{i=1}^{n} \left(\bar{Y}_{Tki} + \bar{Y}_{Lki} \right) + jB_k}$$

il condens. è collegato parallelamente alle ammettenze trasversali

Esso, non contribuisce agli elementi fuori diagonale Y_{ki}

- carichi del tipo: a impedenza costante



a differenza del C che ha solo parte immaginaria → $\bar{Y}_k$ ha anche la parte reale (che tiene conto della potenza attiva)

Qui la corrente $\bar{I}_k$ viene definita come la corrente iniettata nel nodo k dai carichi e dei gen. tranne la quota che va nell'impedenza costante $\bar{Y}_k$.

- linee e trafi in parallelo: (estensione 2)

Parametri ② linea.

$\bar{Y}''_{Lki}$, Y''_{Tki}, Y''_{Tik}

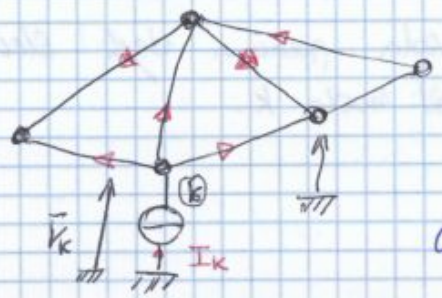
① linea.

$\bar{Y}'_{Lki}$, Y'_{Tki}, Y'_{Tik}

ho situazione molto semplice

le longitudinali (ammettenze) sono sottoposte tutte alla tensione $\bar{V}_k - \bar{V}_i$

(*)

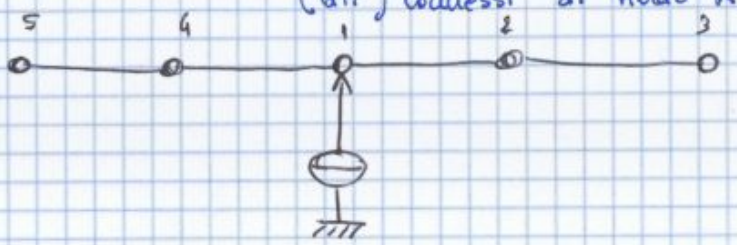


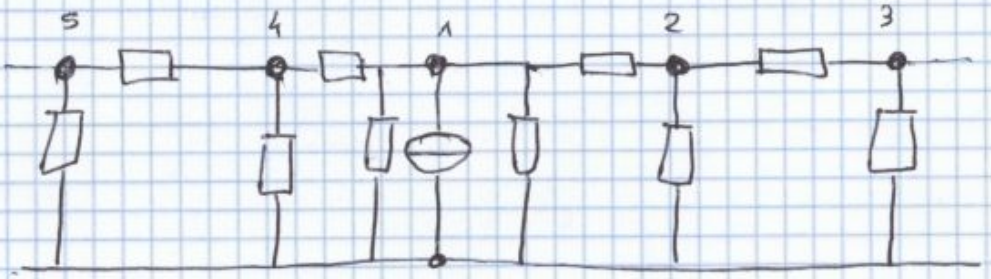
la corrente iniettata può andare dappertutto

Quindi?

con $\bar{I}_k \neq 0 \Rightarrow \bar{V}_i \neq 0 \ \forall i$

mentre prima, un eccitazione con tensione era pressoche locale, la corrente coinvolgeva solo i rami (lati) connessi al nodo K.



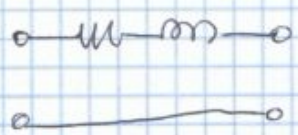


devo fare una semplice successione di calcoli; lungo metodo:
In ogni biforcazione la corrente si divide e in ogni nodo ho tensione $\neq 0$.

Considerazione:

sul grafo (*) non si capisce dove si rinchiude la corrente, cosa succede quando non ho parametri trasversali? → si tratta di rappresentare linee corte in cui si trascurano i parametri trasversali

quindi se $\bar{Y}_{Tki} = 0 \quad \forall k, i$



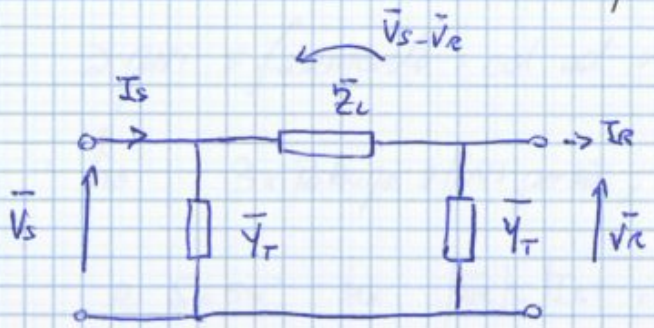
- linee corte
- TRAFI CON $t = 1$ (pu)

non $\exists$ Z_B ovvero Y_B è singolare, non è invertibile?

→ somma delle colonne è nulla...

$\exists$ la Y_B ma è singolare quella delle impedenze Z_B.

9/04/2013. Esercitazione ...



$$\bar{I}_R = \frac{\bar{V}_S - \bar{V}_R}{\bar{Z}_L} - \bar{Y}_T \bar{V}_R$$

$$I_S = \frac{V_S - V_R}{Z_L} + Y_T V_S$$

$$V_S = ch(\bar{\gamma}_a)\bar{V}_R + Z_0\, sh(\bar{\gamma}_a)\bar{I}_R$$

$$I_R = \frac{V_S - ch(\gamma_a)\bar{V}_R}{Z_0\, sh(\bar{\gamma}_a)}$$

$$I_S = \frac{sh(\gamma_a)}{Z_0} V_R + ch(\bar{\gamma}_a)\bar{I}_R$$

Uso valori relativi → valori base.

$$\boxed{\begin{aligned} V_B &= 380\,000\,V \\ S_B &= 1000\,MVA \\ I_B &= \frac{S_B}{\sqrt{3}V_B} \\ Z_B &= V_B^2/S_B \end{aligned}}$$

le tensioni sono già in valori relativi + 5%

prendo come riferimento $\bar{V}_R = V_R \angle 0$ (a destra).

$\bar{V}_S = V_S \angle \delta$.

disegno in funzione di δ.

definisco un vettore in radianti δ

(1)

V_R, $ch(\gamma_a)$, $sh(\gamma_a)$ sono scalari

$\bar{I}_S$; $\bar{I}_R$ vettore.

V_S vettore ⇒ calcolo:

$$P_R + jQ_R = \bar{V}_R \bar{I}_R^*$$

$$P_S + jQ_S = \bar{V}_S \cdot \bar{I}_S^*$$

(36)

Abbiamo quindi $2n$ equazioni che coinvolgono $4n$ variabili

Per cui devo avere che: $4n$ variabili

$2n$ assegnate — $2n$ incognite

Importante:

$\forall$ nodo: P_k, Q_k, V_k, δ_k

2 variabili vengono assegnate e 2 sono incognite

Aspetti importanti:

1) riferimento delle fasi (deve esserci una $\bar{V}_k$ di riferimento)

2) $\sum_{k=1}^{n} P_k = \Delta P$ perdite totali di linea.

$\Rightarrow$ NON e' possibile assegnare tutte le potenze attive, a priori tutte le P_k, poiche' dipendono dalle correnti di linea; quindi non conosciamo le perdite

3) $\sum_{k=1}^{n} Q_k = \Delta Q$ assorbimento complessivo di Q dei componenti della rete.

$\Rightarrow$ impossibile assegnare a priori tutte le Q_k per lo stesso motivo del punto 2).

In base alle variabili assegnate distinguiamo 3 tipi di nodi

$$PQ = \begin{cases} P_k \ Q_k & \text{assegnate} \\ \delta_k \ V_k & \text{incognite} \end{cases} \qquad PV = \begin{cases} P_k \ V_k & \text{assegnate} \\ \delta_k \ Q_k & \text{incognite} \end{cases}$$

(SL) VS (slack, saldo) $\{ V_k \ \delta_k$ assegnati ; $P_k \ Q_k$ incognite $\}$

Quindi avremo $n = n_{PQ} + n_{PV} + n_{SL}$ generico sistema.

1) riferimento fasi $\Rightarrow$ $n_{SL} \geq 1$ (almeno una fase assegnata)

2) $\sum_{k=1}^{n} P_k = \Delta P$ $\Rightarrow$ $n_{PV} + n_{PQ} < n$ ossia $n_{SL} \geq 1$

$\hookrightarrow$ impossibilità di assegnare tutte le p. attive.

3) $\sum_{k=1}^{n} Q_k = \Delta Q$ $\Rightarrow$ $n_{PQ} < n$ ossia $n_{SL} + n_{PV} \geq 1$.

Sistema di equazioni che permette di studiare il sistema

$n_{SL} = 1$ $\quad V_n$; $\delta_n = 0$; (ultimo nodo)

$n_{PQ} + n_{PV} = n - 1$ (n_{SL})

Incognite : $n-1$ fasi δ_k (tutte le fasi tranne lo slack)

$n_{PQ} \rightarrow$ moduli V_k, δ_k (Incognite)

$n_{PV} + 1$ potenze reattive Q_k (nodi PV + slack) (Incognite)

1 potenza attiva (Pn = slack) (Incognite)

Introduciamo : il vettore $\bar{x}$

$$\underline{x} = \left[\underbrace{\delta_1 \ldots\ldots \delta_{n-1}}_{n-1 \text{ (fasi)}} \; \underbrace{V_1 \ldots V_{n_{PQ}}}_{n_{PQ} \text{ (modulo tensione)}} \right]^T$$

Imponiamo che:

nodi da 1 a n_{PQ} $\rightarrow$ tipo PQ

nodi da $n_{PQ}+1$ ad $n-1 = n_{PQ}+n_{PV}$ $\rightarrow$ tipo PV

nodo n $\rightarrow$ slack

$$\boxed{\underbrace{n-1 + n_{PQ}}_{\text{elementi di } \bar{x}} = 2n_{PQ} + n_{PV}}$$

con $n-1 = n_{PQ}+n_{PV}$

$n-1$: Bilanci di potenza attiva nodi PQ e PV

n_{PQ} : " " " reattive " PQ

Questi bilanci non contengono incognite che non abbiamo considerato

Q_k nei nodi PV

P_n Q_n nodo slack

Sistema di ordine $2n_{PQ} + n_{PV}$

$\underline{f}(\underline{x}) = 0$

$$f_{Pk} = V_k \sum_{i=1}^{n} V_i \left[G_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) + B_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) \right] - \underbrace{P_k}_{P_{Gk} - P_{Lk}}$$

$$f_{Qk} = V_k \sum_{i=1}^{n} V_i \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right] - Q_k$$

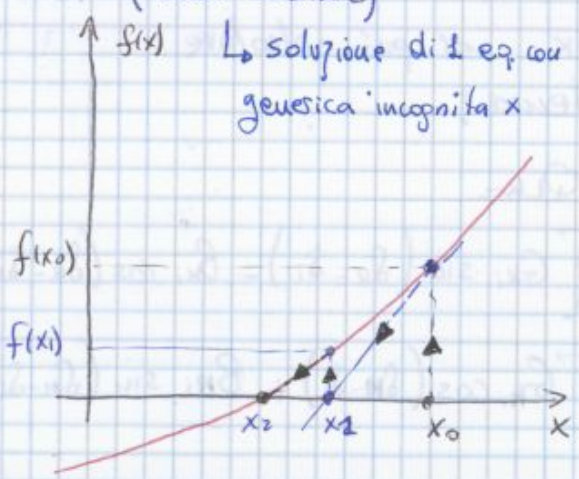
tale termine lo ricavo conoscendo Y_k I_k

Risoluzione del sistema non lineare $\underline{f}(\underline{x}) = 0$

→ metodi iterativi

Metodo di Newton-Raphson:

(caso scalare)



↳ soluzione di 1 eq. con generica incognita x

$$f(x) \simeq f(x_0) + f'(x_0)(x - x_0) = 0$$

$$x_1 = x_0 - f'^{-1}(x_0)\, f(x_0)$$

$$f(x) \simeq f(x_1) + f'(x_1)(x - x_1) = 0$$

$$x_2 = x_1 - f'^{-1}(x_1)(x - x_1) \rightarrow$$

parto da un punto iniziale x_0, approx la $f(x)$ con sviluppo in serie del 1° ordine intorno a x_0 ⇒ graficamente vuol dire approx $f(x)$ con la tangente in $f(x_0)$ ⇒ linearizzo, procedo di nuovo con x.

Indice iterazione: m

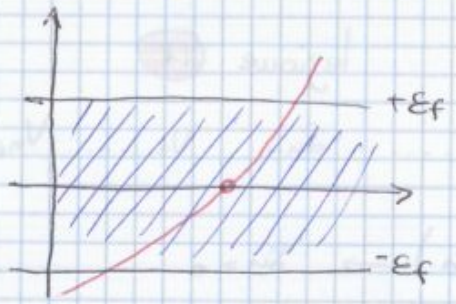
$$f(x) \simeq f(x_{m-1}) + f'(x_{m-1})(x - x_{m-1}) = 0$$

$$x_m = x_{m-1} - f'^{-1}(x_{m-1})\, f(x_{m-1})$$

Criteri di arresto

1) $\Delta x_m = x_m - x_{m-1} = -f'^{-1}(x_{m-1})\, f(x_{m-1}) < \varepsilon_x$ soglia prefissata

2) $|f(x_m)| < \varepsilon_f$.



Cosa succede se esistono 2 soluzioni?

$\underline{f}(\underline{x}) = \underline{f}(\underline{x_0}) + J_0 (\underline{x} - \underline{x_0}) = 0$ Pongo a zero l'espressione approx.

$J_0 \rightarrow$ derivate calcolate per $\underline{x_0}$

$\Delta \underline{x_0} = \underline{x} - \underline{x_0}$ allora:

$J_0 \Delta \underline{x} = - \underline{f}(\underline{x_0})$ sistema lineare

$J_0 \downarrow$ matrice coeffici. $\quad \underline{f}(\underline{x_0}) \downarrow$ termine noto.

$\Delta \underline{x_1} = - J_0^{-1} \underline{f}(\underline{x_0}) \qquad \underline{x_1} = \underline{x_0} + \Delta \underline{x_1}$

in generale

$$\boxed{\begin{aligned} & \underline{f}(\underline{x_{m-1}}) + J_{m-1} \cdot (\underline{x} - \underline{x_{m-1}}) = 0 \\ & \Delta \underline{x_m} = J_{m-1}^{-1} \, \underline{f}(\underline{x_{m-1}}) \end{aligned}}$$

linearizzazione rispetto alla generica iterazione

▸ Criteri d'arresto

1) $\| \Delta \underline{x_m} \| < \varepsilon_x$

2) $\| \underline{f}(\underline{x_m}) \| < \varepsilon_f$ → norma del vettore (di solito si usa norma ∞).

ossia $\|a\|_\infty = \text{MAX} |a_k|$ → { tra tutte le compon. del vettore si prende la componente con valore assoluto maggiore.

$\|a\|_\infty < \varepsilon \Rightarrow |a_k| < \varepsilon \quad \forall k.$ 10_04_13 (2)

Applicazione di N-R alle eq. di load-flow:

⚠ $\underline{x} = \left[\delta_1 \ldots \delta_{n-1} \; V_1 \ldots V_{nPQ} \right]^T$

$\underline{f} = \left[\underbrace{f_{P1} \ldots f_{Pn-1}}_{nPQ + nPV = n-1} \; \underbrace{f_{Q1} \ldots f_{nPQ}}_{nPQ} \right]$ ← vettore bilanci di potenza.

⚠ tali vettori ($\underline{x}$ e $\underline{f}$) sono suddividibili in 2 vettori)
Posso suddividere la matrice Jacobiana in 4 sotto matrici, di cui 2 sono quadrate $(n-1 \times n-1)$ $(nPQ \times nPQ$

$$\frac{\partial f_{Pk}}{\partial V_k} = \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^{n} V_i \left[G_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) + B_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) \right] + \underbrace{2 G_{kk} V_k}_{\text{contributo quando } i=k}$$

→ Potenza reattiva:

$$f_{Qk} = V_k \sum_{i=1}^{n} \underbrace{V_i \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right]}_{L_0 = -V_k B_{kk} \text{ se } i=k} - Q_k$$

- $$\frac{\partial f_{Qk}}{\partial \delta_i} (i \neq k) = V_k V_i \left[-G_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) \right]$$
- $$\frac{\partial f_{Qk}}{\partial \delta_k} = V_k \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^{n} V_i \left[G_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) + B_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) \right]$$
- $$\frac{\partial f_{Qk}}{\partial V_i} (i \neq k) = V_k \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right]$$
- $$\frac{\partial f_{Qk}}{\partial V_k} = \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^{n} V_i \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right] \underbrace{- 2 B_{kk} V_k}_{\text{contributo per } i=k}$$

quando $i=k$ ho $\Sigma = G_{kk} V_k^2$ ma l'unica derivata che ne tiene conto è $\frac{\partial f_k}{\partial V_k}$ nelle altre non lo considero, nemmeno.

OSSERVAZIONE:

La matrice J è sparsa, questo poiché:

$$\frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_i} = V_k V_i \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right] \quad (i \neq k)$$

noto che $\frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_i} = 0$ se il nodo i non è collegato al nodo k

(poiché in questo caso $G_{ki} = B_{ki} = 0$)

lo stesso ragionamento vale per le altre derivate allo stesso modo (nel caso $i \neq k$)

tornando a N-R: (riesco a risolvere sistemi di grandi dimensioni basta che abbia sparsità)

Se non ho nodi (i, k) collegati i termini G_{ki} e B_{ki} sono rispettivamente nulli.

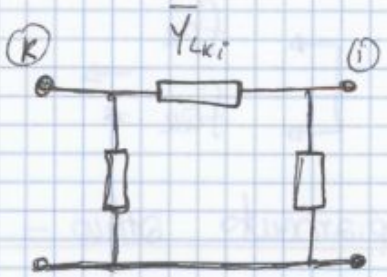
$$\left| \frac{\partial f_{PK}}{\partial V_i} V_i \right| << \left| \frac{\partial f_{PK}}{\partial \delta_i} \right|$$

Lo faccio usando le espressioni trovate in precedenza delle derivate.

$$\Downarrow$$

1) $|G_{ki}| << |B_{ki}|$

2) $|\delta_k - \delta_i| << 1$



$\bar{Y}_{ki} = -\bar{Y}_{Lki}$

⚠ Per avere Q occorre squilibrare le tensioni nelle linee

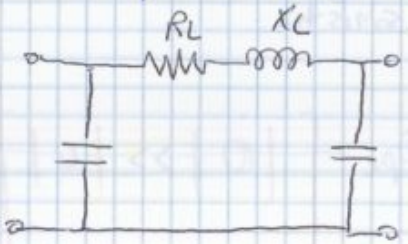
$|G_{ki}| << |B_{ki}| \Rightarrow$

linee e trafo con $R << X$

$|\delta_k - \delta_i| << 1 \Rightarrow \cos(\delta_k - \delta_i) \simeq 1$ Sviluppo di taylor

$\sin(\delta_k - \delta_i) \simeq \delta_k - \delta_i$

Precisazione (linea):



$$\bar{Y}_{ki} = G_{ki} + jB_{ki} = -\bar{Y}_{Lki}$$

$$= -\frac{1}{R_L + jX_L} = -\frac{R_L - jX_L}{(R_L^2 + X_L^2)}$$

$$\Rightarrow \left| \frac{B_{ki}}{G_{ki}} \right| = \frac{X_L}{R_L} >> 1$$

Tornando alle derivate:

$$\frac{1}{V_k V_i} \frac{\partial f_{PK}}{\partial \delta_i} \simeq G_{ki}(\delta_k - \delta_i) - B_{ki}$$

$$\left| \frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{PK}}{\partial V_i} \right| \simeq \left| G_{ki} + B_{ki}(\delta_k - \delta_i) \right| << \left| \frac{\partial f_{PK}}{\partial \delta_i} \frac{1}{V_k V_i} \right|$$

⚠ si vede bene come devono essere verificate entrambe le ipotesi per verificare la disuguaglianza.

Considerazioni analoghe valgono per le potenze reattive (si trova $\frac{1}{V_k V_i} \frac{\partial f_{QK}}{\partial \delta_i}$ e $\frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{QK}}{\partial V_i}$ e si vede

$= -V_1 V_2 \cos(\delta_2 - \delta_1) - B_{22} V_2^2$

Definizione equazione di load flow:

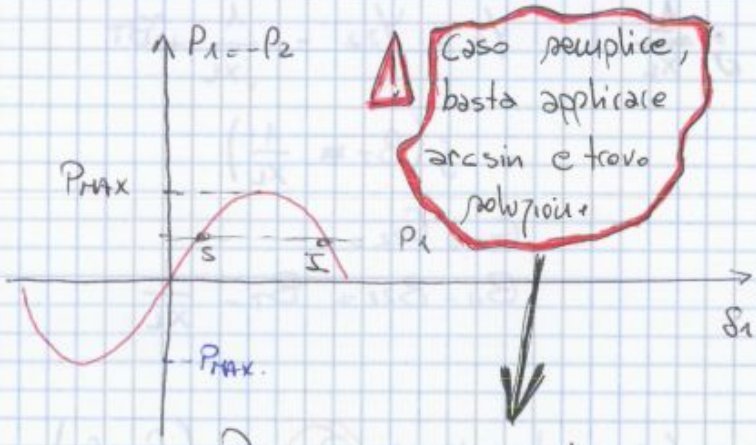
Scegliamo slack = nodo 2 $(\delta_2 = 0)$

nodo 1 = PV

$$\begin{cases} n_{PQ} = 0 \\ n_{PV} = 1 \\ n_{SL} = 1 \end{cases}$$

$\underline{x} = [\delta_1]$

$\underline{f} = [f_{P1}] = B_{12} \cdot V_1 V_2 \sin(\delta_1) - P_1 = 0$ $\quad \delta_2 = 0$



Caso semplice, basta applicare arcsin e trovo soluzioni

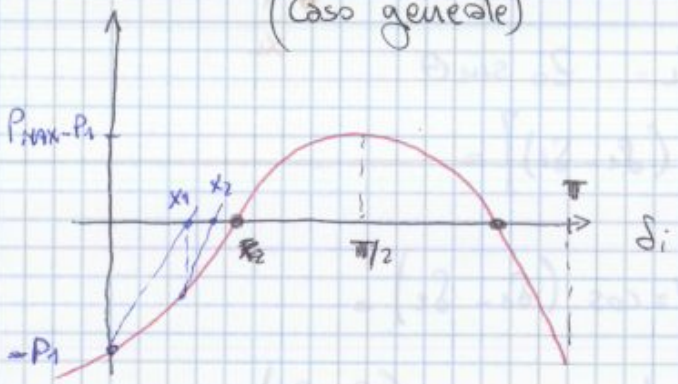
$P_1 = P_{G1} - P_{L1}$ assegnata

se $|P_1| > P_{MAX} \Rightarrow$ No soluzioni

se $|P_1| < P_{MAX} \Rightarrow$ 2 soluzioni

$\delta_1 = \delta_1 - \delta_2$ $\quad |\delta_1| < \frac{\pi}{2} \Rightarrow$ soluzione stabile

Proviamo a risolvere con l'eq. Newton-Raphson:
(caso generale)



In assenza di informazioni si parte con $\delta_i = 0$

$\Rightarrow$ così si arriva nella soluzione stabile

Se partissi da un δ maggiore potrei arrivare a δ instabile

Punto di partenza per N-R $\Rightarrow$ In assenza di informazioni parto da profilo "piatto"

$$\underline{x} = \begin{cases} \delta_1 = \dots = \delta_{n-1} = \delta_n = 0 \\ V_1 = \dots = V_{PQ} = 1 \text{ p.u.} \end{cases}$$

$\delta_i = \dots = \delta_n = 0 \quad \forall i$

$V_i = 1 \text{ pu} \quad \forall i = 1$
$= (V_{inom})$

NB. la matrice dei coefficienti lineari è la Jacobiana e contiene lo stesso livello di sparsità delle matrici delle ammettenze nodali

Comando matlab.

(iv) per fattorizzazione di Gauss con pivoting parziale

→ caso [A] generale.

~~(iv) per fattorizzazione di Cholesky se [A] simm. def. diagonale (quadrata e sym)~~

→ A = LUGAUSS (A)

$\overset{a}{\text{II}}$ eq $\quad L_{21} y_1 + L_{22} y_2 = b_2 \rightarrow$

$\Rightarrow \frac{L_{21}}{L_{11}} b_1 + L_{22} y_2 = b_2$ (FORWARD SUBSTITUTION)

calcolo delle y.

$\Rightarrow y_2 = \frac{1}{L_{22}} (b_2 - L_{21} y_1)$

e così via fino a y_n .... III eq, ...

- $U\underline{x} = \underline{y}$ ultima equazione $U_{nn} \cdot x_n = y_n$ nota

$\rightarrow x_n = \frac{y_n}{U_{nn}}$

Backward substitution $\xrightarrow{\text{parto da}}$ penultima eq. perché ha meno incognite x.

$U_{(n-1)(n-1)} x_{n-1} + U_{(n-1)n} x_n = y_{n-1}$

$\rightarrow$ trovo x_{n-1} e così via fino ad x_1.

Ricapitolando:

se $A = LU$ e' nota, alla $A\underline{x} = \underline{b}$ si risolve così

1) F.S. $\quad L\underline{y} = \underline{b} \rightarrow$ trovo $\underline{y}$

2) B.S. $\quad U\underline{x} = \underline{y} \rightarrow$ trovo $\underline{x}$

Osservazione: se A e' sparsa L e U sono sparsi

Possibilità (varianti metodo "base")

1) mantenere costante J (siccome prima ad ogni iterazione cambiava x quindi anche J)

$J_{m-1} \Delta \underline{x} = -\underline{f}_{m-1}$

↑ costante

$J_0 \Delta \underline{x}_m = -\underline{f}_{m-1} \qquad J_0 = L_0 U_0$

F.S $\quad L_0 \Delta \underline{y}_m = -\underline{f}_{m-1}$

B.S $\quad U_0 \Delta \underline{x}_m = \underline{y}_m$.

⚠ svantaggio: aumento il numero di iterazioni per ottenere la convergenza

verificata → $\frac{\partial f_P}{\partial V} = \frac{\partial f_Q}{\partial \delta} = 0$)

3) J costante e disaccoppiamento (combino due semplificaz.)

→ metodo FDLF : Fast decoupled Load flow (1974)

$$\begin{cases} B' \Delta \underline{\delta} = \frac{\Delta P}{V} & B' : (n-1)\times(n-1) \text{ ; costante. } J_{P\delta} \\ B'' \Delta \underline{V} = \frac{\Delta Q}{V} & B'' : npq \times npq \text{ ; costante. } J_{QV} \end{cases}$$

$$\Delta \underline{\delta} = \left[\delta_1 \dots \delta_{n-1} \right]^T \; ; \quad \Delta V = \left[V_1 \dots V_{npq} \right]^T$$

$$\frac{\Delta P}{V} = \left[-\frac{f_{P1}}{V_1}, \dots, -\frac{f_{P(n-1)}}{V_{n-1}} \right]^T$$

$$\frac{\Delta Q}{V} = \left[-\frac{f_{Q1}}{V_1}, \dots, -\frac{f_{Q(npq)}}{V_{npq}} \right]^T$$

$$\frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_i} = V_k V_i \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right] \quad i \neq k$$

quindi $\frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_k} \propto V_k$ $\qquad \frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_i} = -B_{ki}$

$\frac{\partial f_{Qk}}{\partial V_i} \propto V_k \quad \forall i$

elementi di B' $\quad \frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_i} = V_i \left[G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) - B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right]$

approssimo usando
- $|G_{ki}| << |B_{ki}|$
- $|\delta_k - \delta_i| << 1$

U $V_i \simeq 1$ pu
valori relativi

$\Rightarrow \frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_i} \simeq -B_{ki}$ → gli elementi di B' sono le B_{ki}

$$\frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_k} = \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^{n} V_i \left[-G_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) + B_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) \right] \simeq \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^{n} B_{ki}$$

con $\begin{cases} \cos(\delta_k - \delta_i) = 1 \\ \sin(\delta_k - \delta_i) = 0 \\ V_i \simeq 1 \text{ pu} \end{cases}$

$$\boxed{\frac{1}{V_k} \frac{\partial f_{Pk}}{\partial \delta_k} = \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^{n} B_{ki}}$$

Generico sistema con n nodi

nodo n: slack $\Rightarrow$ $\delta_n = 0$

$P_k = P_{Gk} - P_{Lk}$ introduciamo:

$\underline{P} = [P_1 \dots P_k \dots P_{n-1}]^T$ vettore potenze nette nodali

$\underline{\delta} = [\delta_1 \dots \delta_k \dots \delta_{n-1}]^T$ $(\delta_n = 0)$

Rete DC $\longrightarrow$ metodo del potenziale ai nodi

$\underline{P} \longrightarrow$ correnti DC iniettate

$\underline{\delta} \longrightarrow$ potenziali DC, tranne l'ultimo

$\delta_n = 0$ rif. potenziale

allora $B\underline{\delta} = \underline{P}$ B: matrice $(n-1)\times(n-1)$, matrice delle conduttanze della rete in DC.

elementi matrice:

- B_{ki} $(k \neq i)$ $= -\frac{1}{X_{ki}}$ se k ed i sono connessi
  $= 0$ se k ed i non sono connessi
- $B_{kk} = \sum_{i=1}^{n} \frac{1}{X_{ki}}$ somma di tutte le conduttanze collegate al nodo k.

(dove $\frac{1}{X_{ki}} = 0$ se k ed i non sono collegati)

Nota:

in B_{kk} contribuisce anche X_{kn}: mentre X_{kn} non contribuisce a B_{ki}

Notiamo che

$\boxed{B \equiv B'}$

FDLF

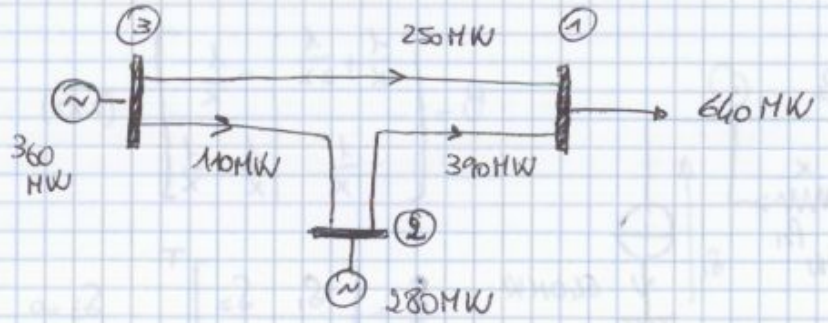
DCLF

Uso sovrapposizione effetti per ottenere le potenze transitanti

$P_{21} = 320 + 70 = 390\ MW$

$P_{31} = 320 - 70 = 250\ MW$

$P_{32} = 320 - 210 = 250\ MW$ quindi avremo:



Metodo generale

- si costruisce B
- si trova $\underline{P}$
- si risolve $B\underline{\delta} = \underline{P} \rightarrow \underline{\delta}$
- $P_{ki} \begin{cases} = \dfrac{\delta_k - \delta_i}{x_{ki}} & k, i \text{ connessi} \\ = 0 & k, i \text{ non connessi} \end{cases}$ espressione approssimata

- Ciò ci permette di verificare i limiti sulle correnti di rete.

$$I_{ki} = \frac{\sqrt{P_{ki}^2 + Q_{ki}^2}}{V_k}$$

AT $\rightarrow$ $Q_{ki}^2 \ll P_{ki}^2$

$V_k \simeq 1\ pu$

$\Rightarrow$ $I_{ki} = P_{ki}$ (in pu) (devo verificare il limite termico)

- stima delle perdite

$\Delta P_{ki} = R_{ki} I_{ki}^2 \simeq R_{ki} P_{ki}^2$ (per unit)

$$\begin{cases} P = \dfrac{\overset{V_1 V_2}{EV}}{X} \sin\delta \\ Q = \dfrac{\overset{V_2}{V}}{X}\left(\overset{V_1}{E}\cos\delta - \overset{V_2}{V}\right) \end{cases}$$

per evitare di fare troppi conti faccio un caso particolare, $Q=0$

▶ Caso particolare $Q=0$ (più facile algebricamente)

$$\begin{cases} XP = EV\sin\delta & \text{elevo al 2} \\ XQ + V^2 = EV\cos\delta & \text{elevo al 2} \end{cases}$$

$$X^2P^2 + (XQ+V^2)^2 = E^2V^2$$ eq. biquadratica

nodo PQ con → con $Q=0$ → V^4, V^2 risolvibile analiticamente

$$V^4 - E^2V^2 + X^2P^2 = 0$$

$$\Delta = E^4 - 4X^2P^2 \geq 0 \Leftarrow \text{esist. soluzioni}$$

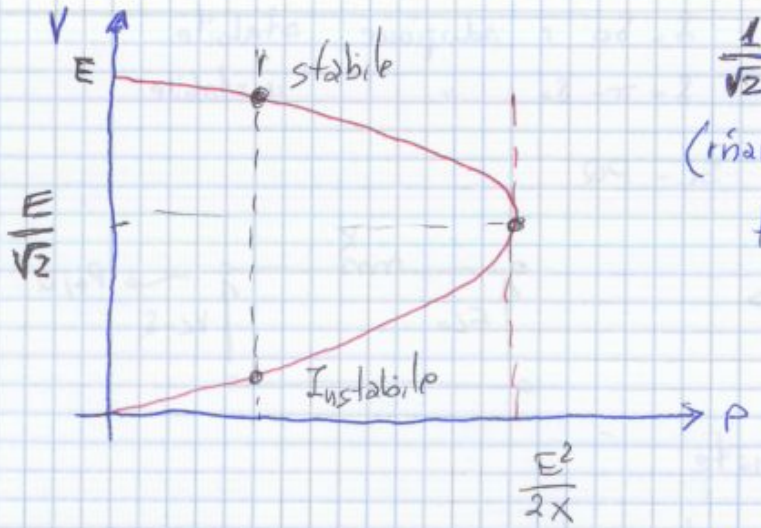
$$\Rightarrow P^2 \leq \frac{E^4}{4X^2} \Rightarrow |P| \leq \frac{E^2}{2X}$$

Quindi nodo PV $\Rightarrow |P| \leq \dfrac{EV}{X} \simeq \dfrac{E^2}{X}$ $V \simeq E$

e nodo PQ $\Rightarrow |P| \leq \dfrac{E^2}{2X} = \dfrac{(P_{MAX})_{E=V}}{2}$

per cui $V = \sqrt{\dfrac{E^2 \pm \sqrt{E^4 - 4X^2P^2}}{2}}$

il nodo PQ è ancora più stringente $\left(\frac{P_{MAX}}{2}\right)$

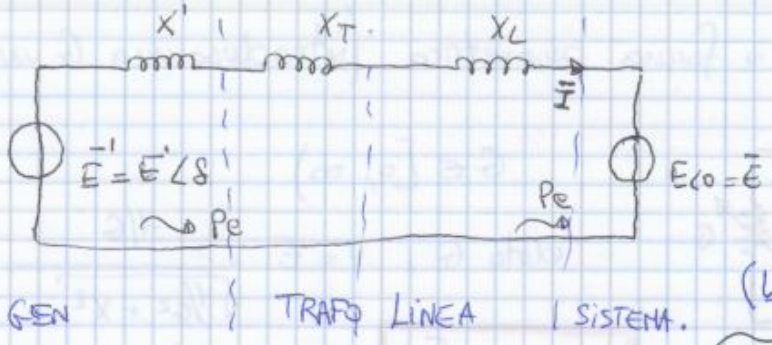


$\frac{1}{\sqrt{2}} \simeq 0{,}7$

(inammissibile in reti a tensione costante, il ns. è solo teorico)

Noto che: $P=0 \overset{se}{\Rightarrow} V=0$ oppure $V=E$

altrimenti P qualsiasi → 2 soluzioni



X' = reattanza transitoria

$X' << X_s$

$X' \sim 0.2 - 0.3$ pu (base S_N, V_N generatore)

X_L e $E\angle 0 = \bar{E}$ rappresentano la rete e la tensione qui è anche un riferimento

E' = f.e.m transitorio

$|\bar{E}'| \propto \varphi_{ecc}$ ← sono delle v. di stato quindi non possono variare bruscamente a fronte di una perturbazione

transitorio		regime
X'	$X' << X_s$	X_s
$E' \propto \varphi_{ecc}$		$E \propto I_{ecc}$

per le macchine isotrope ho $\frac{X_s}{X'} \simeq 2 \div 3$ normalmente invece ho $\frac{X_s}{X'} \simeq 20 \div 30$ quindi almeno un'ordine di grandezza

Generatore (parto dall'eq di bilancio di coppie)

$$J\frac{d\omega}{dt} = C_m - C_e$$

J → coppia inerzia; C_m → coppia meccanica (motore primo); C_e → coppia elettromagnetica

$$J\omega\frac{d\omega}{dt} = P_m - P_e$$

P_m = potenza meccanica

P_e = potenza elettrica

derivata energia cinetica ⟹ $J\omega\frac{d\omega}{dt} = \frac{d}{dt}\left(\frac{1}{2}J\omega^2\right)$

Se $P_m > P_e$ $\quad \frac{d\omega}{dt} > 0 \quad \omega \uparrow$

se $P_m < P_e$ $\quad \frac{d\omega}{dt} < 0 \quad \omega \downarrow$

di cosa ne facciamo del modello con bilancio di coppie? facciamo una associazione.

a regime: $\omega = \omega_0 \rightarrow \omega_0 = 2\pi f$. $\quad P_m = P_e$

Sappiamo che

$$P_e = P_{MAX}\sin\delta \rightarrow P_{MAX} = \frac{E'E}{X' + X_T + X_L} \qquad E' \propto \varphi_{ecc}$$

$$J\omega\frac{d\omega}{dt} \simeq J\omega_0\frac{d\omega}{dt} \qquad |\omega - \omega_0| << \omega_0$$ Considero piccole variazioni di ω

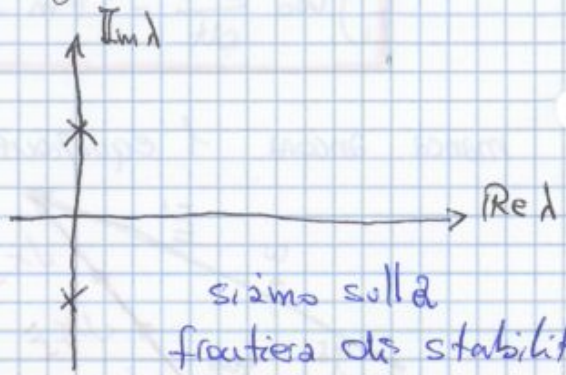
δ = sfasamento tra generatore e rete.

Eq. caratteristica: Soluzione generale: $Ae^{\lambda_1 t} + Be^{\lambda_2 t} = \Delta\delta$

$$J\omega_0 \lambda^2 + P_{MAX}\cos\delta_0 = 0$$

- se $\cos\delta_0 > 0$ $\quad |\delta_0| < \pi/2$

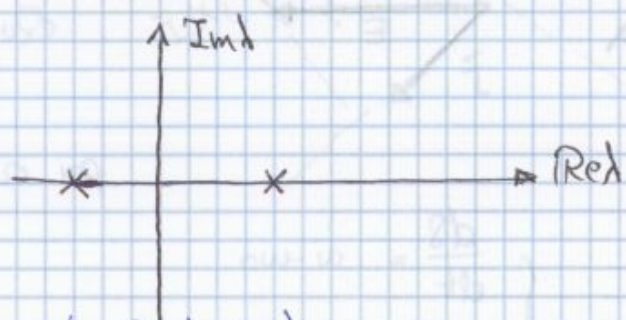
$$\lambda = \pm j\sqrt{\frac{P_{MAX}\cos\delta_0}{J\omega_0}}$$



siamo sulla frontiera di stabilità

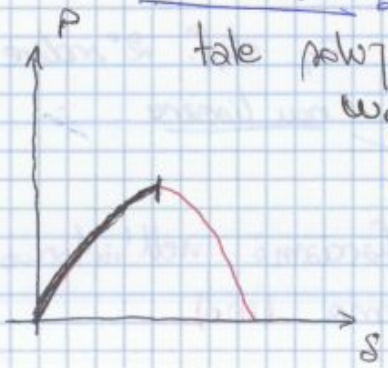
- se $\cos\delta_0 < 0$ $\quad |\delta_0| > \pi/2$

$$\lambda = \pm\sqrt{-\frac{P_{MAX}\cos\delta_0}{J\omega_0}}$$



Comportamento instabile
(ho un termine divergente dato che $Re\,\lambda > 0$)

Siccome la soluzione è data da due termini, basta che diverga uno affinché diverga la soluzione complessiva.



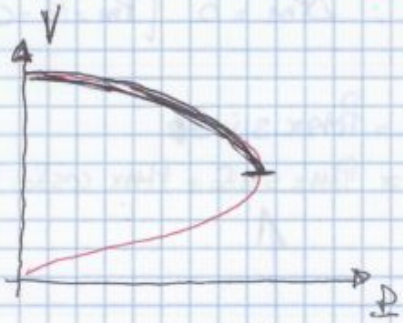
tale soluzione vale solo nell'intorno di ω_0 ($\Delta\omega$)

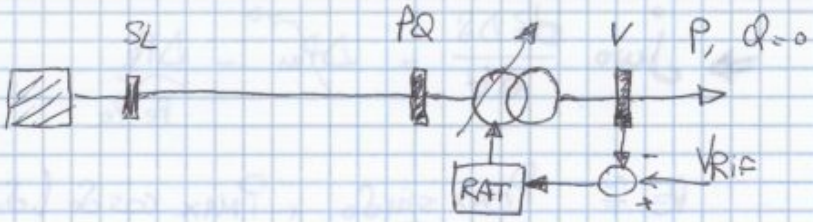
↳ simile ad un pendolo rigido a cui viene applicata una coppia iniziale (forza) tale per cui abbia equilibrio in un punto diverso da quello del pendolo classico.

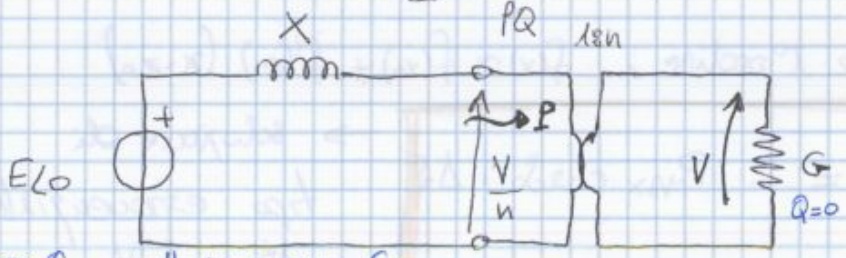
Sistema a 2 nodi: SL-PQ:

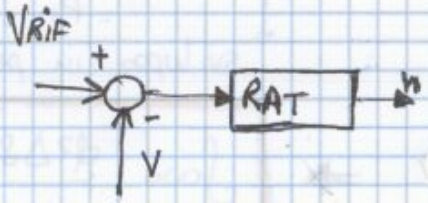
↳ stabilità della tensione ← SL-PQ.

↳ modello dinamico del carico:







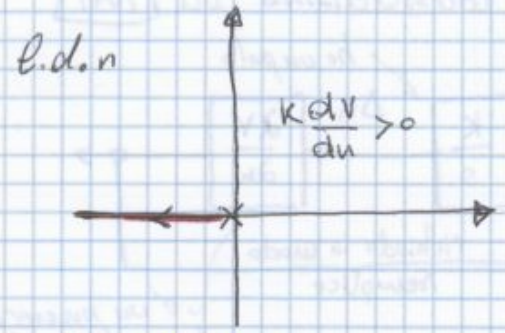


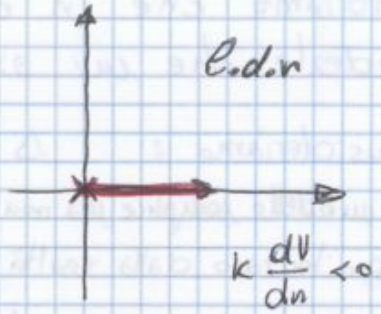
- per avere Q=0, metto come carico G
- rappresento il TR come se fosse inerte, ideale

TRAFO inerte

Regolatore Automatico di Tensione

In termini analitici:





Pertanto basta concentrarci sul segno del numeratore di $\frac{\partial V}{\partial n}$!
il denominatore è sempre positivo.

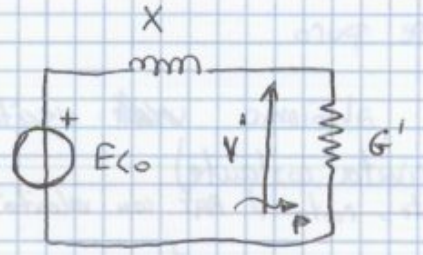
STABILITÀ:

$$2n(1+n^4G^2X^2) - 4n^3G^2X^2n^2 > 0$$

$$\Rightarrow 1 + n^4G^2X^2 - 2n^4G^2X^2 > 0$$

$$\Rightarrow n^4G^2X^2 < 1$$ usando $G' = n^2G$ ho

$$1 > G'^2X^2 \Rightarrow \boxed{G' < \frac{1}{X}}$$ stesso risultato ottenuto prima.

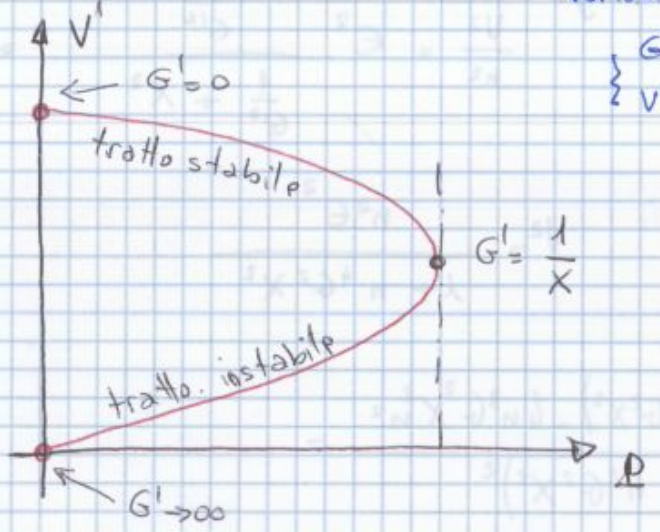


$V' = \frac{V}{n}$

Posso, quindi, dimenticare il Trafo a n variabile con la semplice sostituzione

$$\begin{cases} G' = n^2G \\ V' = V/n \end{cases}$$

$\Rightarrow$ graficando mi ritrovo con un grafico simile al caso con nodi SL-PV.



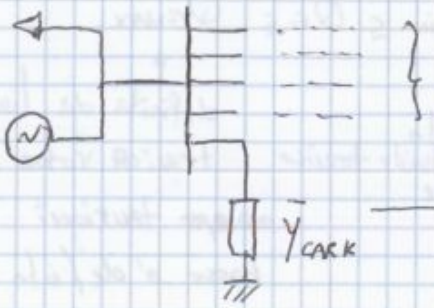
manchereb be la lezione del 17/04 ?

avevamo introdotto un modello generale con leggi di potenza α, β (esponenti) in funzione della potenza.

modelli →
- Z cost. $\alpha=\beta=2$
- I cost $\alpha=\beta=1$
- P cost. $\alpha=\beta=0$

per $P=cost$ → fem base.

per $Z=cost$ → l'impedenza $\bar{Z}_{(carico)}$ può essere inclusa nella matrice di impedenze nodali. $\bar{Z}_B$



→ influisce sull'amm. $\bar{Y}_{KK}$

Consideriamo un bilancio di potenza attiva P nel nodo k.

$$f_{Pk} = V_k \sum_{i=1}^{n} V_i \left[G_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) + B_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i) \right] + \underbrace{- \left(P_{Gk} - P_{Lk0} \left(\frac{V_k}{V_{k0}} \right)^{\alpha_k} \right)}_{} = 0 \qquad \left[P_{Lk} = P_{Lk0} \left(\frac{V_k}{V_{k0}} \right)^{\alpha_k} \right]$$

$P_i^0 \left(\frac{V_i}{V_i^0}\right)^{\alpha}$ $Q_i^0 \left(\frac{V_i}{V_i^0}\right)^{\beta}$

non ho dipendenza dal termine i-esimo

Potenza netta. $\Rightarrow P_k = P_{Gk} - P_{Lk}$.

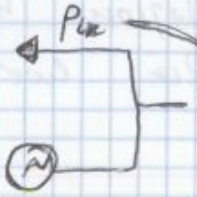
Con $i=k \Rightarrow G_{kk} V_k^2 + \frac{P_{Lk0}}{V_{k0}^2} V_k^2 = 0$ non ho generatori nel nodo $i=k$

$$\boxed{\left[G_{kk} + \frac{P_{Lk0}}{V_{k0}^2} \right] V_k^2}$$

quindi l'ammettenza la rappresento come:

$$\bar{Y}_{CARK} = G_{CARK} + j B_{CARK}$$

Per chiarire bene cosa vuol dire includere $\bar{Z}_{carico}$ ⇒



posso spostarlo e vederlo come un contributo nella matrice, includo tale contributo nella Jacobiana e ho concluso.

Analogamente il concetto vale per la P. reattiva

Quindi la generazione al nodo k è data da quota fissa + % di ΔP_G.

da (2) ho: $\sum_{k=1}^{n} P_{Gk} = \sum_{k=1}^{n} P_{Lk} + P_{Loss}$ quindi da (1)

$= \sum_{k=1}^{n} P_{Gk0} + \Delta P_G$ quindi ricavo ΔP_G

$$\boxed{\Delta P_G = \underbrace{\sum_{k=1}^{n} P_{Lk}}_{\text{carico totale}} + \underbrace{P_{Loss}}_{\text{perdite}} - \underbrace{\sum_{k=1}^{n} P_{Gk0}}_{\text{generazioni fisse (quota fissa)}}}$$

Variabile che garantisce il bilanciamento delle potenze

formulazione base $\begin{cases} \alpha_n = 1 \\ \alpha_k = 0 \end{cases}$ $\forall k = 1; \dots ; (n-1)$

facendo così torno alla form. base quindi dimostro che ho ottenuto la form. generale con slack distribuito

cioè tutti i generatori dei nodi hanno potenza fissa tranne il nodo slack che contribuisce al bilanciamento delle potenze. Comunq ora ho un'incognita in più.

$\delta_n = 0$ il vettore delle incognite è

$$\underline{x} = \left[\delta_1 \dots \delta_{n-1}, \Delta P_G, V_1 \dots V_{nPQ}\right]^T$$

$$\underline{f} = \left[\underbrace{f_{P1} \dots f_{P(n-1)}, f_{Pn}}_{n}, \underbrace{f_{Q1}, \dots f_{QnPQ}}_{nPQ}\right]^T$$

ordine sistema? $n + nPQ = nPV + 2nPQ + 1$

$$f_{Pk} = V_k \sum_{i=1}^{n} V_i \left[G_{ki} \cos(\delta_k - \delta_i) + B_{ki} \sin(\delta_k - \delta_i)\right] + \underbrace{\left[P_{Gk0} + \alpha_k \Delta P_G - P_{Lk}\right]}_{P_k = P_{Gk} - P_{Lk}} \quad ✓$$

$P_{Gk0} + \alpha_k \Delta P_G$

funzione di bilanciamento f_{Pk} in funzione di variabile di bilanciamento.

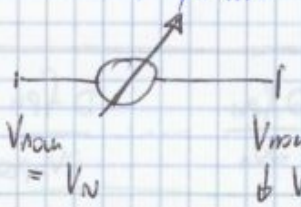
23/04/2013 lezione 15

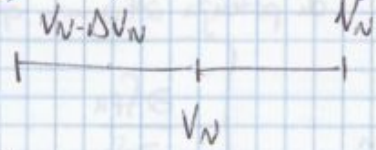
Trasformazioni di Regolazione

Come nel trasformatore che ha il compito di cambiare le tensioni, esso si può impiegare per regolazione e sono i trafi a rapporto variabile sotto carico, che trovano impiego in MT.

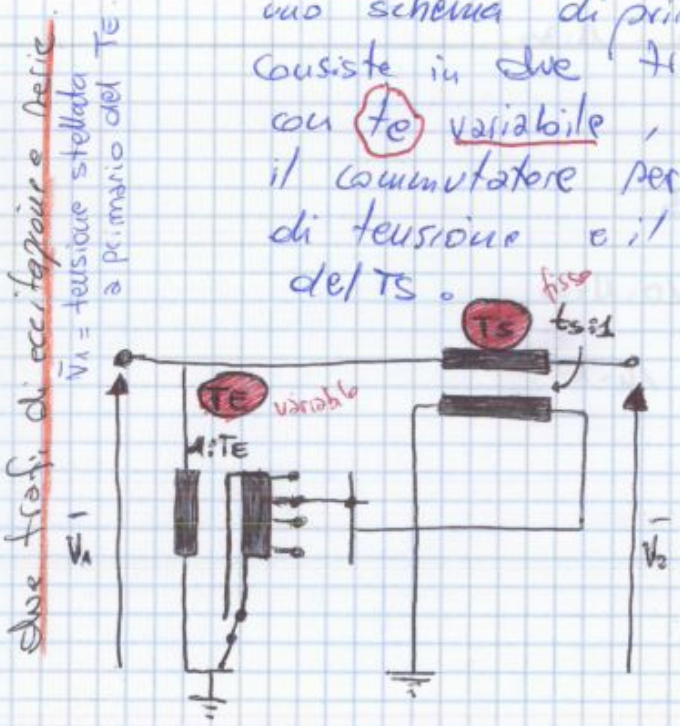
I trafi tipici collegano due parti del circuito alla stessa V_{nom};

Considerando $V_{1nom} = cost$ e V_{nom2} sarà regolabile in un intervallo di ampiezza $< \Delta V_N$ centrato in V_N. La regolazione avviene mediante il dimensionamento/inserimento di spire, ed è una regolazione discreta (tipicamente un numero dispari sulla 20ina). Esistono due tipi, il primo riferito al modulo, il secondo riferito allo sfasamento. Il I° tipo, TRASFORMATORI per Regolazioni di tensione (e transiti di Q), è realizzato tramite uno schema di principio riferito ad una fase, che consiste in due trafi, il primo di Eccitazione con t_e variabile, e il secondo di SERIE. il commutatore serve per l'inversione del segno di tensione e il II° del TE alimenta il I° del TS.





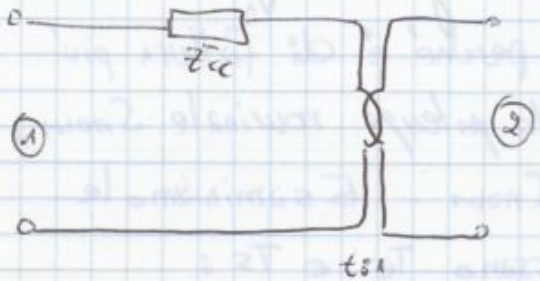
$\Downarrow V_N - \Delta V_N \leq V_{nom2} \leq V_N + \Delta V_N$.



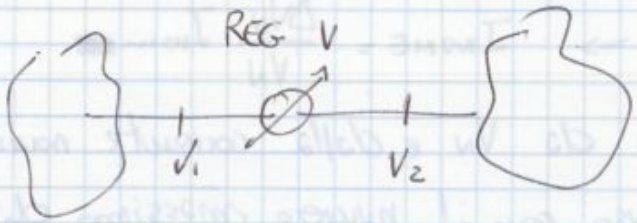
La tensione al II° del TE dipende dal TE, e trascurando tutti i fenomeni reali, si ha che

$\boxed{\bar{V}_1' = TE\,\bar{V}_1}$, con TE variabile con valori discreti e cambiante sempre con l'avvicinarsi del commutatore, $\bar{V}_1$ sarà la tensione d'alimentazione

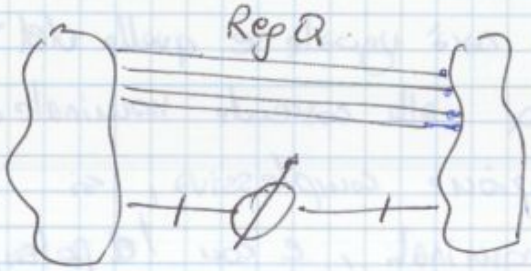
Vediamo il circuito equivalente: l'insieme dei due trafi si può rappresentare con un normale circuito equivalente, con rapporto di trasformazione $\boxed{t = \frac{1}{1+z_c z_s}}$. Come



detto, si può usare come regolazione di transito di potenza reattiva; se fra le due parti di rete esistono due o più collegamenti come in una rete di distribuzione, con il trafo di regolazione si può regolare il transito di Q con la proprietà di disaccoppiamento.



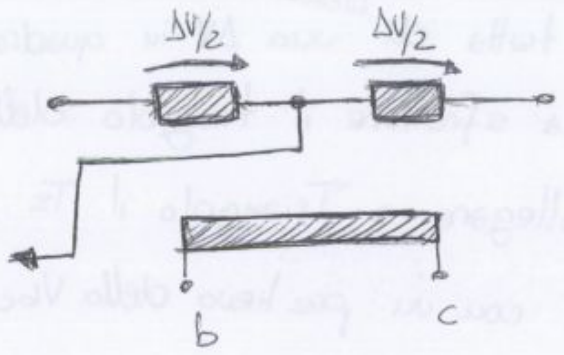
Si usano poco, perché anche i trafo normali adempiono a questo compito.



NB: Q nascono se ho variazioni di tensioni, mentre P nascono per variazioni di fase

Quello più usato è il II° tipo, il regolatore di potenza attiva o di sfasamento: hanno ovviamente il compito di regolare i transiti di potenza attiva. Era una soluzione tipicamente nordamericana, a causa della passata verticalizzazione della generazione e distribuzione elettrica, ma con la liberalizzazione della rete è meccanico regolare con precisione il transito di P. Partendo dal caso precedente del regolatore di Q, mentre si voleva un ΔV, ora si vuole un $\Delta\alpha$ tra V_1 e V_2 (Phase shifting trasformer PST)

cioè voglio realizzare un differenza di fase tra le due tensioni



© Proprietà riservata dell'autore - Digitalizzazione e distribuzione a cura del CENTRO APPUNTI - Corso Luigi Einaudi, 55 - Torino / Pagina 115 di 356

$$\begin{bmatrix} \bar{I}_1 \\ -\bar{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Y}_{11} & \bar{Y}_{12} \\ \bar{Y}_{21} & \bar{Y}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{V}_1 \\ \bar{V}_2 \end{bmatrix}$$

- in condizione di NON reciprocità ho $\bar{Y}_{21} \neq \bar{Y}_{12}$
- considero $-\bar{I}_2$ perché è uscente.

→ Caso di corto circuito: $\bar{V}_2 = 0$ (corto c.to secondario)

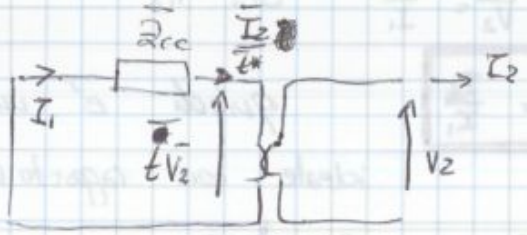
$$\begin{cases} \bar{I}_1 = \bar{Y}_{11} \bar{V}_1 \\ -\bar{I}_2 = \bar{Y}_{21} \bar{V}_1 \end{cases}$$

$$\bar{I}_1 = \frac{\bar{V}_1}{\bar{Z}_{cc}} \longrightarrow \boxed{\bar{Y}_{11} = \frac{1}{\bar{Z}_{cc}}}$$

$$\bar{I}_2 = \bar{t}^* \bar{I}_1 = \frac{\bar{t}^*}{\bar{Z}_{cc}} \bar{V}_1 \longrightarrow \boxed{Y_{21} = -\frac{\bar{t}^*}{\bar{Z}_{cc}}}$$

Per determinare Y_{21} e Y_{22} corto circuito il primario invece:

$\bar{V}_1 = 0$



$$\begin{cases} \bar{I}_1 = \bar{Y}_{12} \cdot \bar{V}_2 \\ -I_2 = \bar{Y}_{22} \cdot \bar{V}_2 \end{cases}$$

$$\bar{t}\bar{V}_2 = -\bar{Z}_{cc} \bar{I}_1 \quad \text{per cui} \longrightarrow \boxed{\bar{Y}_{12} = -\frac{\bar{t}}{\bar{Z}_{cc}}}$$

come si può notare $\bar{Y}_{12} \neq \bar{Y}_{21}$, ma sono uguali se e solo se $\bar{t} = \bar{t}^*$ cioè la fase $\alpha = 0$

e so che $\bar{I}_2 = \bar{t}^* \bar{I}_1 = -\frac{\bar{t}\bar{t}^*}{\bar{Z}_{cc}} \bar{V}_2 = -\bar{Y}_{22} \bar{V}_2$ quindi

$$\boxed{\bar{Y}_{22} = \frac{t^2}{\bar{Z}_{cc}}}$$

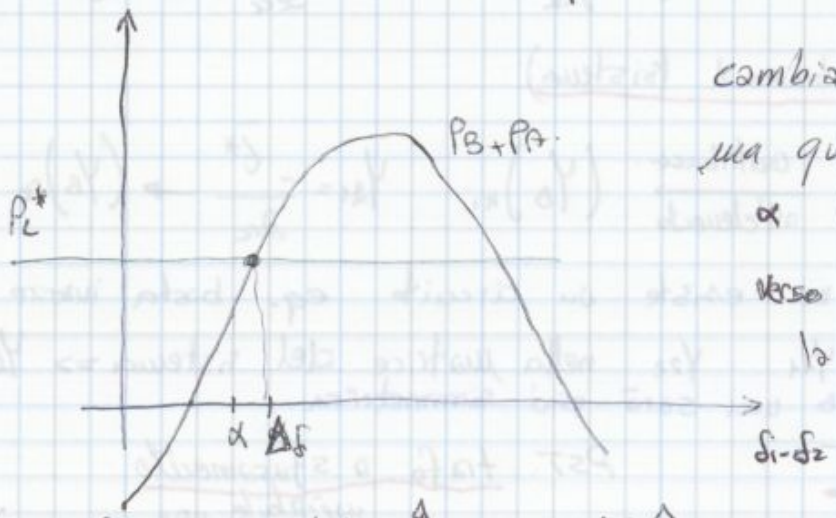
$\bar{t} \cdot \bar{t}^* = t^2$

$\bar{A} = A e^{j\theta}$

$\bar{A} \cdot \bar{A}^* = A e^{j\theta} \cdot A e^{-j\theta} = A^2 e^{j(\theta-\theta)} = A^2$

Variando α traslo la caratteristica di potenza trasmessa dalle linee.

$P_{Load} = P_A + P_B$ per $\alpha > 0$ ho: P che parte da un valore negativo.



cambia l'ampiezza (dipende da α) ma qualitativamente se varia α la caratteristica si sposta verso destra, qualitativamente la caratteristica subisce una traslazione

$\operatorname{sen}(\Delta\delta)$ $\operatorname{sen}(\Delta\delta - \alpha)$

fissato P_L a un'ampiezza ($\Delta\delta$) $\alpha \uparrow \Rightarrow \Delta\delta \Uparrow \Rightarrow P_B \uparrow \Rightarrow P_A \downarrow$

perché P_A diminuisce? perché $P_B + P_A =$ deve dare P_L^* fissa

$$I = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{V}$$

il termine più importante è P che determina la I. Q è piccola. V di solito è fisso.

tra i 3 termini P, Q e V il più importante è P

$\Rightarrow$ Regolare P $\Rightarrow$ regolare la I cioè sfruttare bene la rete

Modello approssimato:

DCLF ricordiamo l'analogia.

AC	P_{AC}	δ_{AC}	X_{AC}
DC	I_{DC}	V_{DC}	R_{DC}

Introduciamo lo sfasamento α nel caso DC con gen. di fem: $\Rightarrow$ $\alpha \Rightarrow V_{DC}$ (f.e.m)

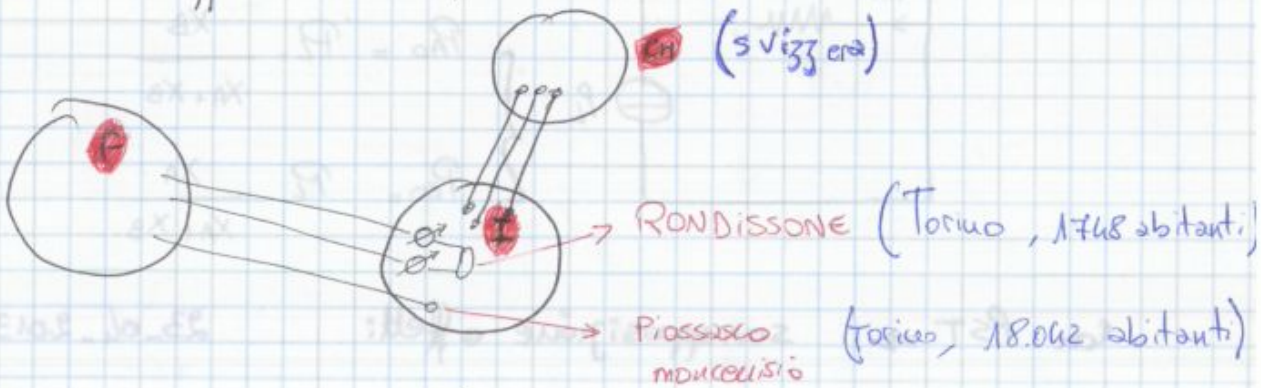
$$P_A = P_A' + P_A'' = \frac{X_B P_L - \alpha}{X_A + X_T + X_B}$$

$$P_B = \frac{(X_A + X_T) P_L + \alpha}{X_A + X_T + X_B}$$

sovrappongo gli effetti

⚠ Se α cresce è evidente che $P_A \downarrow$ $P_B \uparrow$

La rete francese è collegata alla rete italiana da tre linee a 380 KV, tutte con PST. L'utilità di questi PST è modificare la ripartizione di transiti di potenza fra le linee con Francia e Svizzera. In precedenza le linee con la svizzera erano più cariche.



Utilità PST: modifica la ripartizione di transito di potenza attiva tra linee F e linee CH.

Differenza tra trafo e trafo di regolazione:

- In prima battuta la Q transitante non dipende dal t
-

Quello che è importante veramente è: modulo tensione, frequenza e simm. delle tensioni nel caso (3F).

Violazione significativa $\Rightarrow$ $|\delta - f_{NOM}|$ "significativa"

4) Black out

sistema "spento" $\rightarrow$ assenza di V $\Rightarrow$

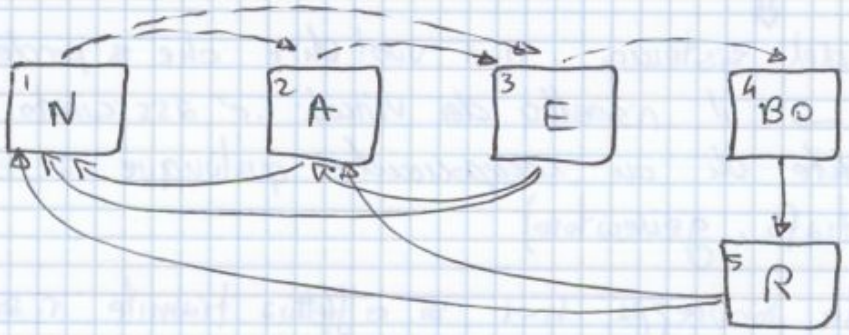
$\Rightarrow$ generatori separati dalla rete.

5) Ripristino (Riaccensione)

▶ Transizione tra gli stati:

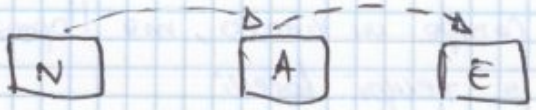
$\longrightarrow$ transizioni dovute all'operatore.

$\dashrightarrow$ " " ad eventi accidentali (guasti) $\rightarrow$ perdite di componenti del sistema elettrico.



Analizziamo i legami tra essi e come avvengono i transiti tra uno stato e l'altro.

▶ Uscita dello stato N.



transizione $N \rightarrow E$ direttamente

1) Interpretazione "soft" della sicurezza n-1
2) perdita di più di un componente

Probabilità di avere contemporaneamente 2 guasti separati è molto basso ma c'è

(venti forti temporali, alluvioni, nevicate, etc...)

Black out del 2003, al nord italia la rete è stata ripristinata rapidamente (notte del week-end, nessuno si è accorto)

La riaccensione della rete è difficile perché i generatori non sono autonomi (servizi aux. richiedono una potenza non trascurabile ⇒ una frazione della potenza della rete complessiva)

Sequenza ⇒

1) avvio impianti idroelettrici che richiedono servizi aux di potenza modesta.

2) alimento così tutti i servizi aux di tutti i generatori

⇒ Problema: io riaccendo la rete a vuoto ⇒ effetto capacitivo → i generatori assorbono potenza. Q.

ANALISI GUASTI

30_04_2013 (2)

Considerazioni generali

I correnti che percorrono i conduttori

V sono sostenute dagli isolanti

una condizione di guasto coinvolge

- i conduttori ⇒ si parla di circuito aperto ⇒ interruzione del conduttore. ⇒ $\boxed{I=0}$ cond. diviene isolante
- i isolanti ⇒ corto circuito ⇒ perdita di isolamento.

→ $\boxed{V=0}$ (caso peggiore ho $V=0$)

isolante ⟶ diviene conduttore.

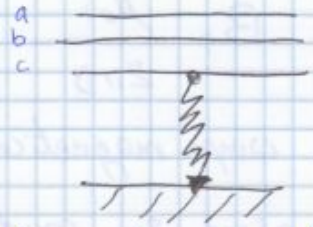
Nel caso di cto. cto circolano correnti >> I funzionamento e le tensioni si abbassano.

A I elevate provocano:

1) Crescita di temperatura (non è immediata, ma impiega tempo) può portare al danneggiamento degli isolanti e del materiale conduttore, rischio d'incendio.

In 3Fase classifichiamo i guasti in base al n° fasi coinvolte:

- MONOFASE: se coinvolto l'isolamento di una singola fase

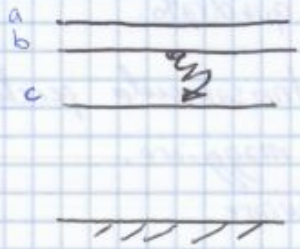


chiamato anche - guasto a terra
- guasto monof. a terra.

dove terra c' intesa in senso lato (carcassa, terra, ...) tutto (non in senso fisico)

ho alterazione della simmetria delle tre fasi

- BIFASE:



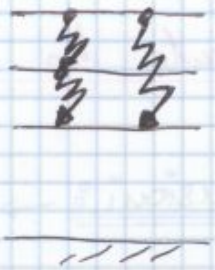
perdita di isolamento ~~pto~~ di due fasi senza coinvolgere la terra.

- BIFASE con terra.

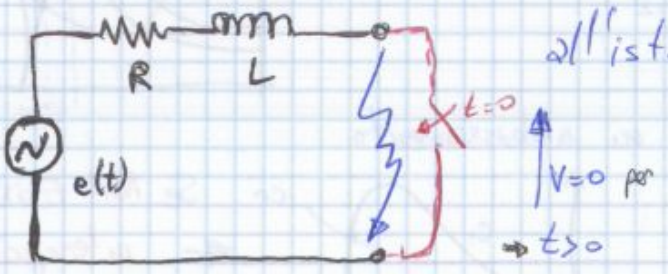
cedimenti diversi

- TRIFASE

l'unico guasto che mantiene la simmetria delle fasi, quindi e' equivalente ad un guasto senza terra.

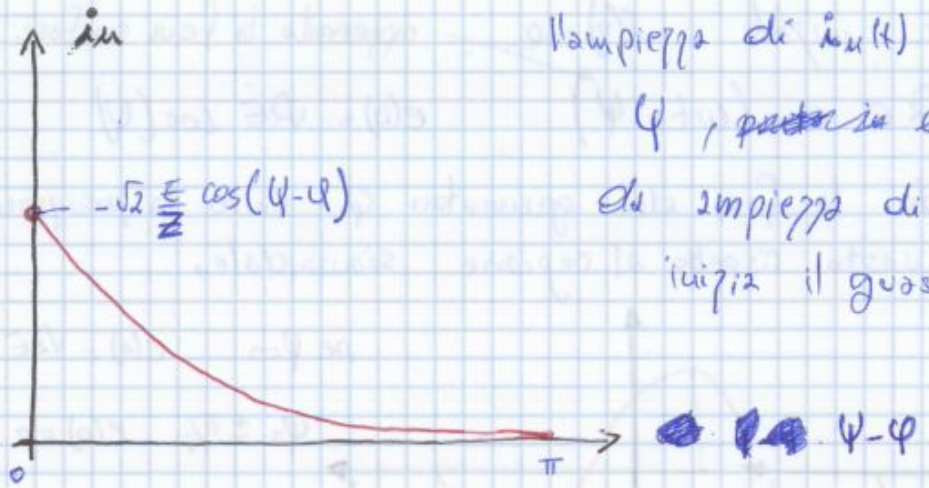


COMPONENTI DELLA CORRENTI DI CTO, CTO



all'istante t=0 inizia il guasto.

Circuito eq. di thevenin valido a regime e durante il transitorio (dinamica)



l'ampiezza di $i_u(t)$ dipende da φ, ~~parte in cui~~ quindi da ampiezza di $e(t)$ in cui inizia il guasto.

- se $\psi-\varphi = \pm\pi/2 \longrightarrow i_u(0) = 0$ non c'è componente unidirezionale.

In questa condizione siamo direttamente nella condizione di regime con la sola $i_s(t)$ sinusoidale.

- se $\psi=\varphi$ o $\psi=\varphi\pm\pi$.

$i_u(0) = \sqrt{2}\frac{E}{Z}$ massima ampiezza della componente unidirezionale (picco componente simmetrica)

Quando si parla di I_{cc} si intende il Valore Efficace della componente simmetrica $\boxed{I_{cc} = \frac{E}{Z}}$

Analisi dei guasti simmetrici (trifase) 30-04-2013 (3)

modello monofase (per semplicità studio una singola fase)

campo simmetrico (sinusoidale)

modello rete:

la rete è costituita da linee e trafo che hanno gli stessi modelli nelle condizioni ordinarie. (prima e dopo il guasto)

- linee e trafo hanno stesso modello nelle due situazioni

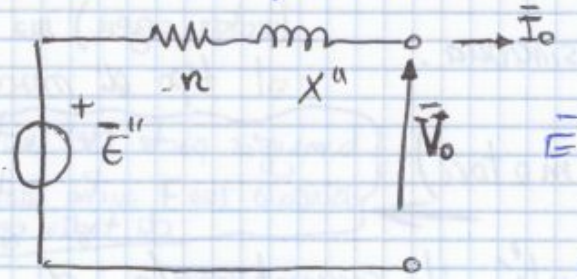
$$\boxed{X'' < X' << X}$$

un circuito eq. di thevenin non riesce a riprodurre questi. tre cicli

⇒ N.B. il ciclo centrale è lungo.

In generale gli interruttori intervengono subito e rimangono nella zona subtransitoria (int. in BT sono ancora + veloci)

Quindi una macchina sincrona:



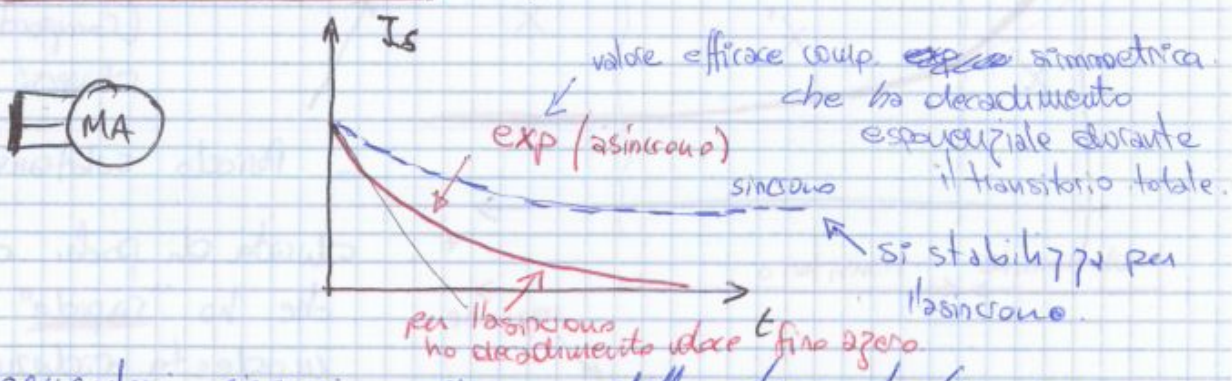
$r <<< X''$

$\bar{E}''$ = fem. subtransitoria che dipende dalle condizioni di funzionamento pre-guasto.

$\bar{V}_0$, $\bar{I}_0$

$\bar{E}'' = \bar{V}_0 + (r + jX'')\bar{I}_0$ e nei primi istanti successivi al corto circuito

Macchina asincrona (motore)

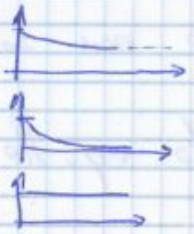


con generatori sincroni e asincroni della stessa taglia non noto grandi differenze nel picco $I_s(0)$

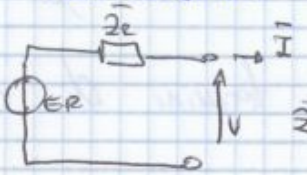
l'unica differenza è che la sincrona eroga una corrente costante (perché ho avvolgimento di eccitazione esterno), ho anche un periodo transitorio lungo.

3/05/2013. sorgente di cto. cto. lezione 17

- sincrone gen (mot) →
- asincrono mot (gen) →
- rete esterna →



Rete esterna:



$\bar{Z}_R = R_R + jX_R$

definizione di $\bar{Z}_R$

valore efficace

$$\bar{I}_{cc} = \frac{\bar{E}_R}{\bar{Z}_R} \qquad E_R = c\,\frac{V_i}{\sqrt{3}}$$

c valore relativo in pu di $\bar{E}_R$ ($V_B = V_N$)

per cui $\boxed{Z_R = c\,\frac{V_N}{\sqrt{3}\,I_{cc}}}$ $\qquad \cos\varphi_R = \frac{R_R}{Z_R} \qquad \varphi_R = \angle \bar{Z}_R$

↳ definisco l'impedenza $\bar{Z}_R$ (di corto?) tramite I_{cc} e V_N (nominale) con c. (coefficiente).

in alternativa:

$$tg\,\varphi_R = \frac{X_R}{R_R} \; ; \quad \frac{1}{tg\,\varphi_R} = \frac{R_R}{X_R}$$

Quindi noti V_N, I_{cc}, c e una grandezza tra $\left\{ \cos\varphi_R, \frac{X_R}{R_R}, \frac{R_R}{X_R} \right\}$ → φ_R

ottengo $\varphi_R > 0$, quindi ricavo $Z_R = R_R + jX_R$.

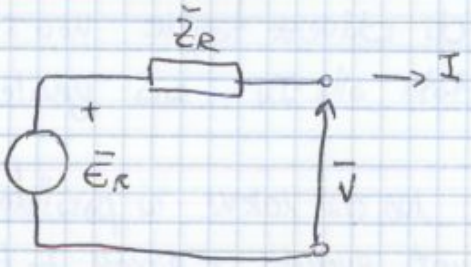
$R_R = Z_R \cos\varphi_R$ e $X_R = Z_R \operatorname{sen}\varphi_R$.

è molto diffuso l'utilizzo della grandezza S_{cc} potenza di cto. cto. definita come

Potenza nominale associata alla V_N e alla relativa I_{cc}.

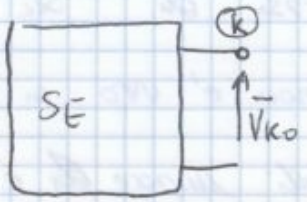
$$I_{cc} = \frac{S_{cc}}{\sqrt{3}\,V_N} \longrightarrow \boxed{Z_R = \frac{c\,V_N}{\sqrt{3}\,\frac{S_{cc}}{\sqrt{3}\,V_N}} = c\,\frac{V_N^2}{S_{cc}}}$$

abbia visto reti con elevata S_{cc} ⇒ cioè rete rappresentata dal circuito di thevenin con bassa impedenza di corto circuito $\boxed{Z_R \propto \frac{1}{S_{cc}}}$

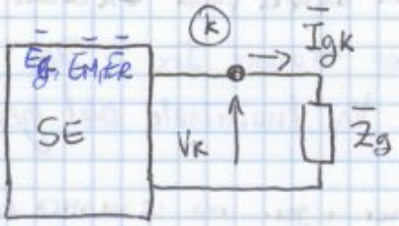


In condizioni ordinarie (No guasti) più bassa la Z_R (tanto > S_{cc}) tanto $\bar{V}$ erogata non è dipendente da I erogata.

Corto. c.to nel nodo k.



situazione pre-guasto nel nodo k



dopo il guasto.

rappresento il guasto con l'impedenza $\bar{Z}_g$ di guasto, se

$\boxed{\bar{Z}_g = 0}$ => GUASTO FRANCO.

$\bar{Z}_g$ può rappresentare gli archi elettrici dovuti all'a distruzione del materiale che sosteneva $\bar{V}_{k0}$ prima del guasto.

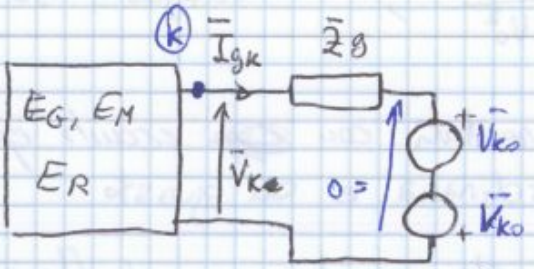
$$\bar{Z}_g = R_g$$

SE = sistema elettrico (linee, trafi, gen, ...)

SE genera fem. => $\begin{cases} E_G = \text{gen.} \\ E_M = \text{mot.} \\ E_R = \text{rete esterna (eventualmente).} \end{cases}$

so le cause di gen. delle correnti di corto circuito

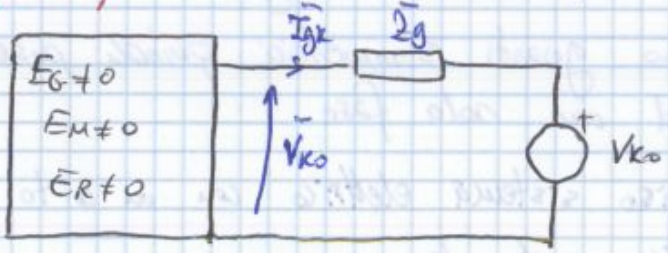
⚠ prima di applicare la sovrapp. degli effetti: aggiungo due fem opposte (non modifica il circuito).



il valore scelto è $\bar{V}_{k0}$

Consideriamo 2 configurazione

1ª config. (pre-guasto) tutti i gen. di fem sono attivi e V_{k0} con il più verso l'alto $\neq 0$.



quanto vale $\bar{I}_{gk}$?

$I_{gk} = 0$

Costruisco la matrice:

$\bar{Y}_B \longrightarrow$ include sorgenti di cto. cto e carichi statici perché sono lineari

a cosa serve $\bar{Y}_B$?

prima di tutto andiamo a vedere come è fatto il vettore delle correnti nodali

$$\underline{i} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\bar{I}_{gk} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

non sono interessati dal guasto posizione k.

Cioè estraggo dal nodo k la corrente I_{gk} (è negativa) $\Rightarrow$ tutte le correnti I_{gi} con $i \neq k$ sono nulle.

$$\boxed{\underline{i} = \bar{Y}_B \underline{v}}$$

$$\Downarrow$$

$$\bar{Z}_B = \bar{Y}_B^{-1}$$

Matrice Impedenze nodali

$$\Downarrow$$

$$Z_B \underline{i} = \underline{v}$$

$$\underline{v} = \begin{bmatrix} \Delta\bar{V}_1 \\ \vdots \\ \Delta\bar{V}_k \\ \vdots \\ \Delta\bar{V}_n \end{bmatrix}$$

variazioni di tensioni prodotte dal guasto.

da $Z_B \underline{i} = \underline{v}$ con $\underline{i}$ che ha una sola componente $\neq 0$ $\Rightarrow$ $-\bar{I}_{gk}$ scrivo

$$\boxed{-\bar{Z}_{ik} \bar{I}_{gk} = \Delta\bar{V}_i} \qquad \forall i = 1, \dots, n.$$

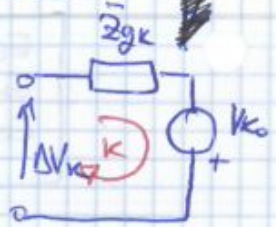
espando una riga intera.

Vale per ogni nodo

Interpretazione con thevenin?

Per il nodo k ho

$$\boxed{-\bar{Z}_{kk} \cdot \bar{I}_{gk} = \Delta\bar{V}_k}$$



$$-\bar{Z}_{kk} \bar{I}_{gk} = \Delta\bar{V}_k = \bar{Z}_g \bar{I}_{gk} - \bar{V}_{k0} \Rightarrow$$

$$\Rightarrow \boxed{\bar{I}_{gk} = \frac{\bar{V}_{k0}}{\bar{Z}_{kk} + \bar{Z}_{gk}}}$$

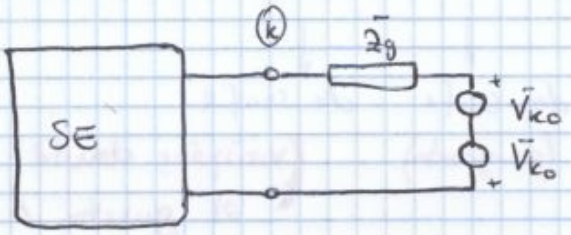
Corrente di guasto nel nodo k.

Interpretazione? con circuito eq. Thevenin:

visto che ho parametri lineari una rappresentazione con Thevenin è possibile.

07/05/2013. lezione 18

Guasto trifase con $\bar{Z}_g$



conf 1) $\bar{E}_M, \bar{E}_G, \bar{E}_R + V_{k0}(\phi^+)$

≡ pre-guasto.

conf. 2) $\bar{E}_M = \bar{E}_G = \bar{E}_R = 0$

$V_{k0}(\phi_+)$

≡ Δ dovute al guasto.

In termini di impedenze nodali:

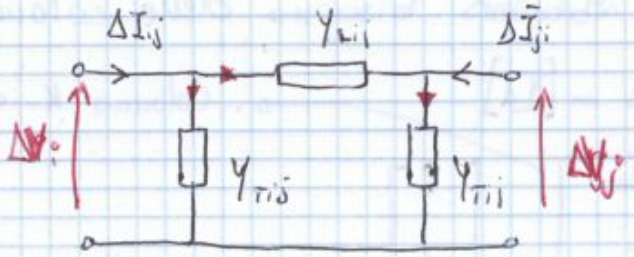
Z_B impedenze nodali $\begin{cases} \text{- linee - trafi} \\ \bar{Z}_M \ \bar{Z}_G \ \bar{Z}_R \ \bar{Y}_L \end{cases}$

si trova $\boxed{\bar{I}_{gk} = \dfrac{\bar{V}_{k0}}{\bar{Z}_{kk} + \bar{Z}_{gk}}}$

↳ elemento di $[Z_B]$

$$\Delta\bar{V}_i = -\bar{Z}_{ik} \cdot \bar{I}_{gk} = -\frac{\bar{Z}_{ik}}{\bar{Z}_{kk} + \bar{Z}_{gk}} \bar{V}_{k0}$$

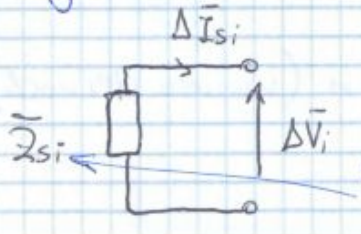
linee/trafi (consideriamo config 2)



$$\Delta\bar{I}_{ij} = \bar{Y}_{Tij}\,\Delta\bar{V}_i + \bar{Y}_{Lij}(\Delta\bar{V}_i - \Delta\bar{V}_j)$$

$$\Delta\bar{I}_{ji} = Y_{Tji}\,\Delta\bar{V}_j - Y_{Lij}(\Delta\bar{V}_i - \Delta\bar{V}_j)$$

Sorgente di corto circuito (gen/mot/reti ext) conf. 2.



$$\Delta\bar{I}_{si} = -\frac{\Delta\bar{V}_i}{\bar{Z}_{si}}$$

(Isi generata)

→ variazione di corrente dovuta al guasto

65

OSS: cambiando il nodo k non cambia la matrice dei coefficienti, che è sempre Y_B

possiamo quindi fattorizzare:

$$Y_B = L_B U_B$$

se conosciamo tale fattorizzazione è più rapido risolvere il sistema precedente.

NOTA:

trafi per regolazione di fase.

Senza PST → Y_B è simmetrica

se Y_B è simmetrica, allora $Y_B = L_B L_B^T$

▶ Effetto delle condizioni pre-guasto.

$$\bar{V} = \boxed{\bar{V}_0} + \Delta\bar{V}$$
$$\bar{I} = \boxed{\bar{I}_0} + \Delta\bar{I}$$

1° cond. 2° cond.

$\forall\ \bar{V}$ ed $\bar{I}$ del sistema elettrico.

Si nota che, cond. 2 con $\bar{V}_{k0}$ = tensione pre-guasto

ho:
$$\begin{cases} \Delta\bar{V} \propto \bar{V}_{k0} \\ \Delta\bar{I} \propto \bar{V}_{k0} \end{cases}$$

le condizioni pre-guasto determinano le variazioni dovute al guasto!

Concentriamoci su $\bar{I} = \bar{I}_0 + \Delta\bar{I}$ "vicina" al punto di guasto.

NOTA BENE: "vicina" è una distanza "elettrica", ossia intesa come impedenza.

linea → distanza geometrica = distanza elettrica.

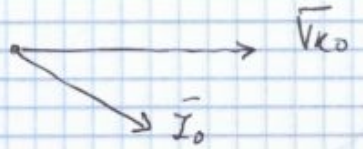
trafo → distanza geometrica ridotta << (tra prim. e second.)

distanza elettrica (grande impedenza)

qualche metro << centinaia di chilometri

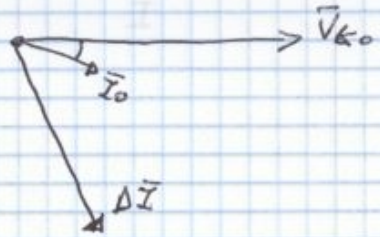
⚠ dobbiamo preoccuparci delle fasi 49:00

$\Delta \bar{I} \propto \bar{V}_{k0}$, pre-guasto tensioni poco sfasate e con modulo molto simile.

⇒ 

$\bar{I}_0$ poco sfasata.

- sistema AT ($R \ll X$) ⇒ $\Delta \bar{I}$ tende a sfasare di $\pi/2$ rispetto a $\bar{V}_{k0}$



$\bar{I}_0$: fase governata dalla impedenza del carico ($R_{carico} \gg X_{carico}$)

$\Delta \bar{I}$: fase governata del guasto.

Conclusione : $\bar{I} = \bar{I}_0 + \Delta \bar{I} \propto \Delta \bar{I} \propto \bar{V}_{k0}$

dove : $V_{k0} = c \dfrac{V_N}{\sqrt{3}}$ c: fattore di tensione

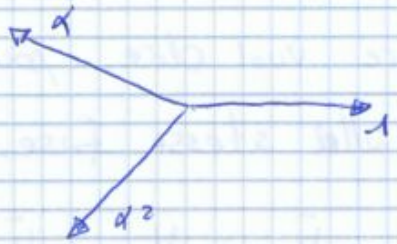
NORME : definiscono i fattori c da impegnare per il calcolo di $\bar{V}_{k0}$.

due famiglie di c :

- I_{cc-MAX} c: 1.05 / 1.1 prima del guasto piccola sovratensione
- I_{cc-MIN} c: 0.9 / 0.95 / 1

Così si ha una procedura indipendente dalle cond. di funzionamento del sistema, ossia si esprime la corrente di corto-circuito solo in funzione di $\bar{V}_{k0}$.
Negli studi dei guasti le correnti di cto-cto diventano una caratteristica intrinseca del sistema (dipende solo da V_N).

$$1+\alpha+\alpha^2=0$$



$$\alpha^3 = e^{j2\pi} = 1$$

$$\alpha^4 = \alpha^3\alpha = \alpha \quad \text{e così via...}$$

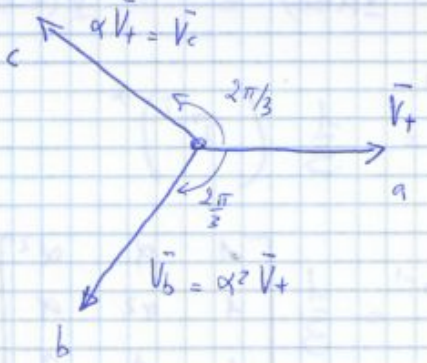
$$\alpha^* = e^{-j\frac{2\pi}{3}} = \alpha^2$$

$$(\alpha^2)^* = \alpha$$

Terna a sequenza diretta (+)

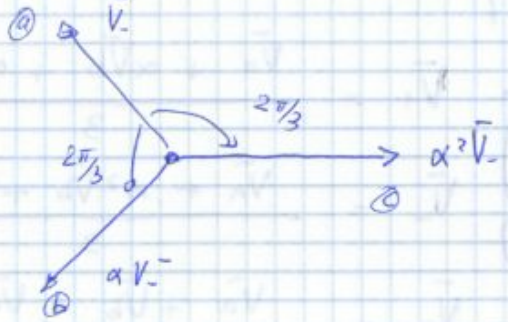
a, b, c fasi

$$\begin{cases} \bar{V}_a = \bar{V}_+ \\ \bar{V}_b = \alpha^2 \bar{V}_+ \\ \bar{V}_c = \alpha \bar{V}_+ \end{cases}$$



terna a sequenza inversa (−)

$$\begin{cases} \bar{V}_a = \bar{V}_- \\ \bar{V}_b = \alpha \bar{V}_- \\ \bar{V}_c = \alpha^2 \bar{V}_- \end{cases}$$



terna a sequenza omopolare: (0)

$$\bar{V}_a = \bar{V}_b = \bar{V}_c = \bar{V}_0$$

teorema di Fortescue:

∀ terna di tensioni $\bar{V}_a$, $\bar{V}_b$ e $\bar{V}_c$

può essere rappresentata in modo unico combinando

poiché: $T^{-1} = \frac{1}{3}\left(T^{T}\right)^{*} \Rightarrow T^{T} = \left(3T^{-1}\right)^{*}$

$\Rightarrow T^{-1}T^{*} = I$ ← matrice identità

$T^{-1}T$

per cui

$$\bar{S} = \bar{V}_a \bar{I}_a^{*} + \bar{V}_b \bar{I}_b^{*} + \bar{V}_c \bar{I}_c^{*} = 3\left(\bar{V}_+ \bar{I}_+^{*} + \bar{V}_- \bar{I}_-^{*} + \bar{V}_0 \bar{I}_0^{*}\right)$$

I vantaggi dell'usare le componenti simmetriche sono molti (analogamente con i modelli delle macchine elettriche)

- Matrici delle impedenze/ammettenze → singolo componente utilizzando a, b, c

$$\begin{bmatrix} \bar{V}_a \\ \bar{V}_b \\ \bar{V}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Z}_f & \bar{Z}_m & \bar{Z}_m \\ \bar{Z}_m & \bar{Z}_f & \bar{Z}_m \\ \bar{Z}_m & \bar{Z}_m & \bar{Z}_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{I}_a \\ \bar{I}_b \\ \bar{I}_c \end{bmatrix} \Rightarrow$$

Hp: componenti simmetrici (scambio delle fasi tra loro)

$\underline{V}_{abc} = \underline{Z}_{abc} \cdot \underline{i}_{abc}$

In componenti simmetriche ho invece:

$\underline{V}_{+-0} = \underline{Z}_{+-0}\ \underline{i}_{+-0}$

$\underline{V}_{+-0} = T^{-1}\underline{V}_{abc} = \underline{Z}_{+-0}\, T^{-1}\underline{i}_{abc}$

$\Rightarrow \underline{V}_{abc} = \left(T\, Z_{+-0}\, T^{-1}\right)\underline{i}_{abc}$

$Z_{abc} = T\, Z_{+-0}\, T^{-1}$ con $\underline{Z}_{abc}$ assegnata

per cui $\boxed{Z_{+-0} = T^{-1} Z_{abc}\, T}$

$$Z_{+-0} = \begin{bmatrix} Z_+ & 0 & 0 \\ 0 & Z_- & 0 \\ 0 & 0 & Z_0 \end{bmatrix}$$

è una matrice diagonale di sacco ppiamento delle fasi tra di loro

$$\begin{cases} \bar{V}_+ = \bar{Z}_+ \bar{I}_+ \\ \bar{V}_- = \bar{Z}_- \bar{I}_- \\ \bar{V}_0 = \bar{Z}_0 \bar{I}_0 \end{cases}$$

dove:

$\bar{Z}_+ = \bar{Z}_f - \bar{Z}_m$ impedenza alla seq. diretta

Sia $\begin{cases} V_+ = Z I_+ \\ V_- = 0 \\ V_0 = 0 \end{cases}$ la terna a,b e c è diretta.

se applichiamo una sequenza inversa $\left(\bar{I}_a = \bar{I}_-,\ \bar{I}_b = \alpha \bar{I}_-,\ I_c = \alpha^2 I_-\right)$

avremmo che:

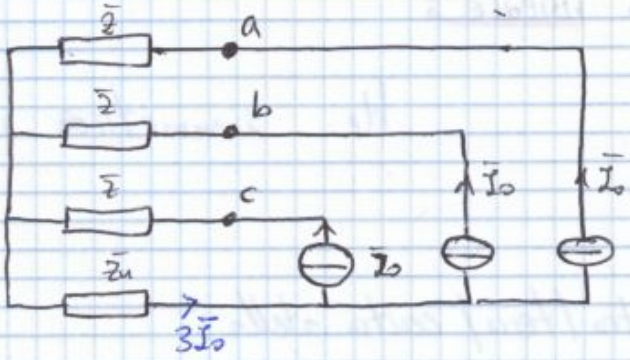
$$\begin{cases} \bar{V}_+ = 0 \\ \bar{V}_- = \bar{Z} \bar{I}_- \\ \bar{V}_0 = 0 \end{cases}$$

Quindi:

Terna diretta $\bar{I} \Rightarrow$ terna diretta $\bar{V}$

terna inversa $\bar{I} \Rightarrow$ " inversa $\bar{V}$

<u>sequenza omopolare:</u>



$\bar{V}_a = \bar{V}_b = \bar{V}_c =$

$= (Z + 3Z_n)\bar{I}_0$

ossia:

$\bar{V}_+ = 0$

$\bar{V}_- = 0$

$\bar{V}_0 = (\bar{Z} + 3\bar{Z}_n)\bar{I}_0$

---

il modello

$\bar{Z}_f$ in diagonale, $\bar{Z}_m$ fuori diag. } è adatto per i componenti statici (linee/trafi).

Per i componenti rotanti $\Rightarrow$ il verso di rotazione del rotore indica l'ordine delle fasi $\Rightarrow$ fasi non più scambiabili tra di loro.

- Matrice Z_{abc} componenti rotanti

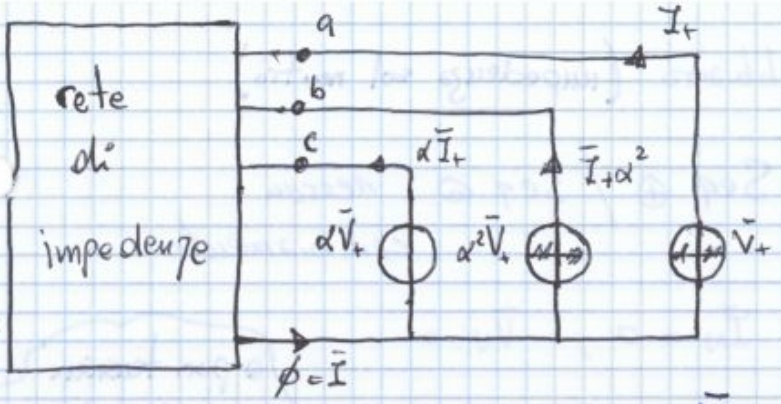
$$Z_{abc} = \begin{bmatrix} Z_f & Z_{m1} & Z_{m2} \\ Z_{m2} & Z_f & Z_{m1} \\ Z_{m1} & Z_{m2} & Z_f \end{bmatrix} \Rightarrow$$

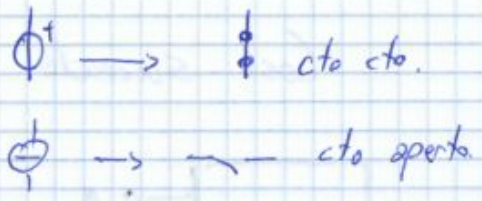
simmetria ciclica.

Z_f

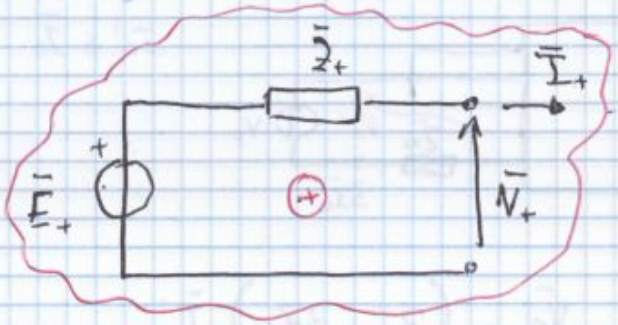
$Z_{m2} \leftarrow Z_{m1}$

(70) (f)





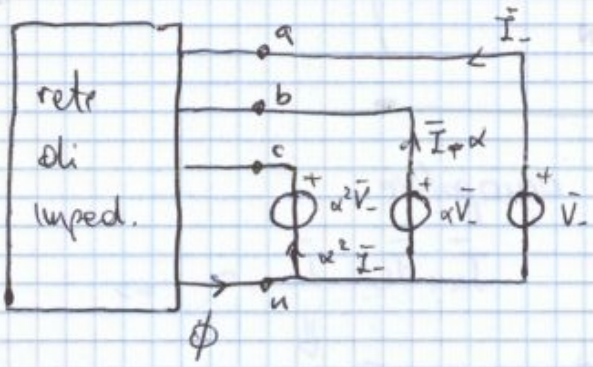
quindi calcoliamo: $\bar{Z}_+ = \dfrac{\bar{V}_+}{\bar{I}_+}$ impedenza sequenza diretta

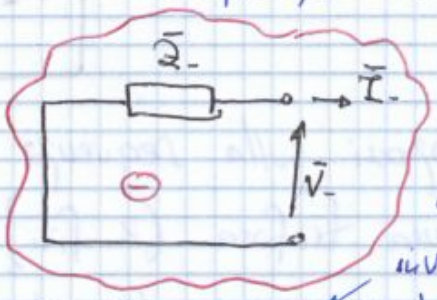


circuito equivalente di Thevenin.

sequenza inversa:

1) vuoto $\bar{E}_- = 0$ (HP: sistema trifase ideale, ha solo sequenza diretta di v)





Rappresentazione del sistema alla sequenza inversa con Thevenin

perché ho terna simmetrica.

$\bar{Z}_- = \dfrac{\bar{V}_-}{\bar{I}_-}$

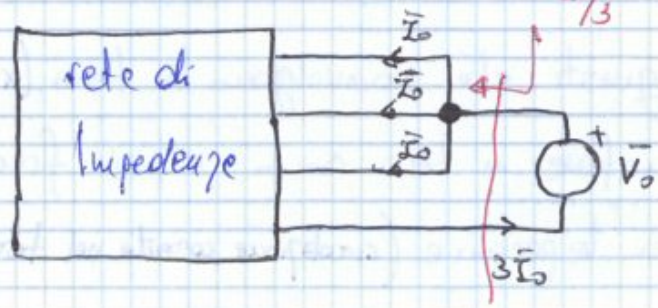
sequenza omopolare:

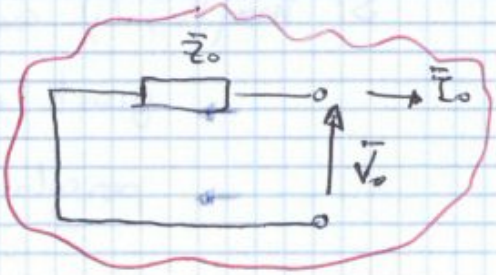
1) $\bar{E}_0 = 0$ (x ipotesi)

2)

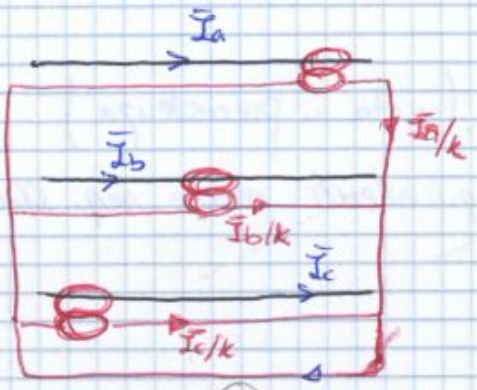
non è l'impedenza che vediamo ai morsetti del generatore ⇒ vale $\frac{Z_0}{3}$

$\bar{Z}_0 = \dfrac{\bar{V}_0}{\bar{I}_0}$





Misura della componente omopolare (due modi diversi)

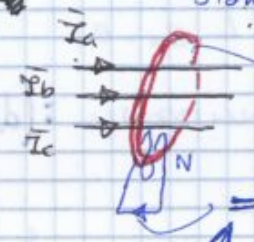


1) 3 TA con secondari in parallelo tra di loro (installato su ogni fase)

2) oppure 1 TA toroidale (ok coi cavi nudi per linee aree distanziate)

$$\frac{1}{k}(\bar{I}_a+\bar{I}_b+\bar{I}_c) = 3\frac{\bar{I}_0}{k}$$

fattore di scala (rapporto di trasformazione)



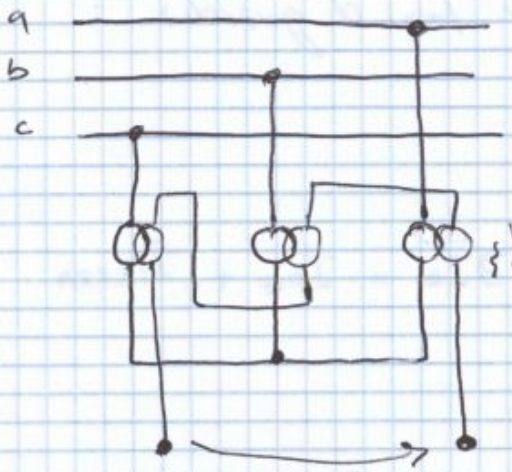
anello magnetico

$$= \frac{I_a+I_b+I_c}{N}$$

trascurando la I_μ del TA.

devo vederla come un TR con primario $N_1=1$ e $N_2=N$.

Per quanto concerne $\bar{V}_0$:



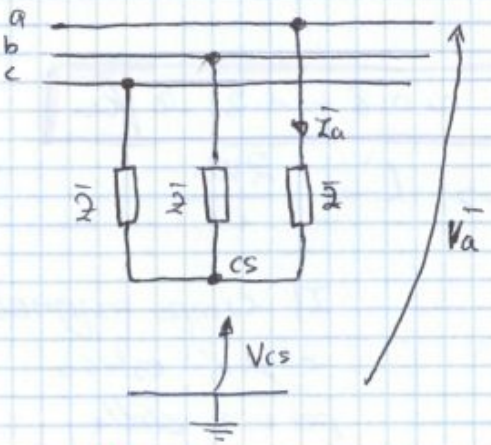
1) 3 TV con secondari collegati a triangolo aperto. (cioè uno dei tre rami è non connesso)

$\frac{V_1}{V_2} = \frac{1}{N}$ $\frac{I_1}{I_2} = N$.

oppure i tre TR sono in serie tra loro (intesi i secondari dei TR).

$$\frac{3\bar{V}_0}{k} = \frac{\bar{V}_a+\bar{V}_b+\bar{V}_c}{k}$$

2) con $|\bar{Z}|$ = elevato



$$\bar{V}_a = \bar{Z}\bar{I}_a + \bar{V}_{cs}$$
$$\bar{V}_b = \bar{Z}\bar{I}_b + \bar{V}_{cs}$$
$$\bar{V}_c = \bar{Z}\bar{I}_c + \bar{V}_{cs}$$

perché ho il centro stella aperto

$$\bar{V}_a+\bar{V}_b+\bar{V}_c = Z\underbrace{(\bar{I}_a+\bar{I}_b+\bar{I}_c)}_{=0} + 3V_{cs}$$

$$\frac{V_0}{3} = \frac{\bar{V}_a+\bar{V}_b+\bar{V}_c}{3} = \bar{V}_{cs}$$

8-5-2013 (2)

In condizioni ideali V_{cs} è NULLO

72 (A)

$r_0 > r_+$

c'è da aggiungere la resistenza del percorso di ritorno (fol. e terra) mentre prima la corrente passava solo nei conduttori di fase.

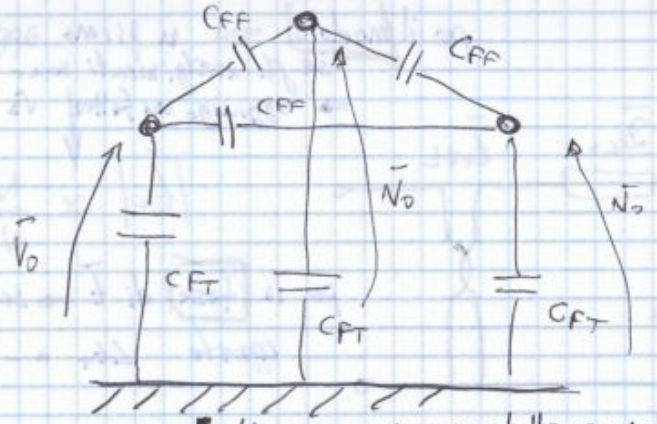
linea AT:

$$\boxed{r_0 = r_+ + (0.15 \div 0.2\ \Omega/km)}$$

Continua però ad essere vero che $r_0 \ll x_0$

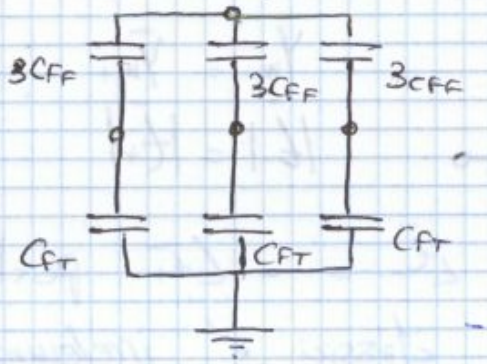
mentre $\frac{x_0}{r_0} < \frac{x_+}{r_+}$ (r_0 non è del tutto trascurabile) come prima

$$\boxed{C_0 < C_+}$$



Posso trasformare il triangolo delle CFF in una stella.

(trasformo in una stella equivalente)



$$\boxed{C_+ = C_- = C_{FT} + 3C_{FF}}$$

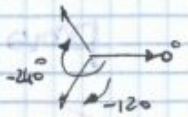
poiché centro stella è al potenziale del terreno in quel caso.

- omopolare: Tensione nulla ai capi delle CFF

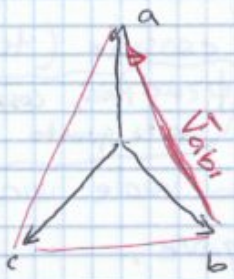
$\Rightarrow C_0 = C_{FT} < C_+$

tipicamente $\boxed{C_0 \sim 0.6\ C_+}$ $\boxed{C_0 = C_{FT}}$

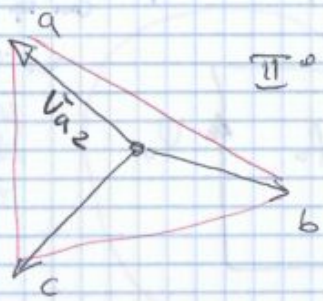
Quindi: Seq. ⊕ (diretta: $1, \alpha^2, \alpha$) ← $(0°, -240°, -120°)$



I°

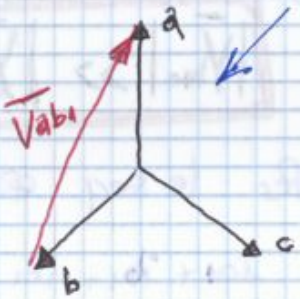


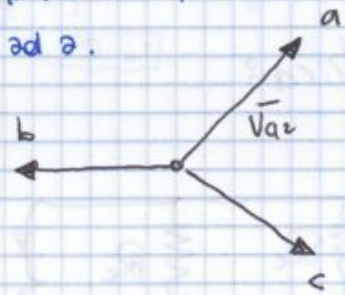
II°



Seq. ⊖

la fase b è in anticipo rispetto ad a.





⊕ e ⊖ nei trasf. non è importante (non sono importanti) l'unico caso in cui sono rilevanti è nel caso del PST in cui ho t complesso.

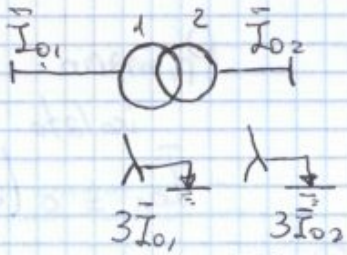
Seq ⊕ : $\angle \bar{V}_{a2} = \angle V_{a1} + \pi/6$) $+\pi/6$ in senso antiorario

Seq ⊖ : $\angle \bar{V}_{a2} = \angle \bar{V}_{a1} - \pi/6$

Sequenza omopolare trasformatori: $\boxed{8\_5\_2013\ (3)}$

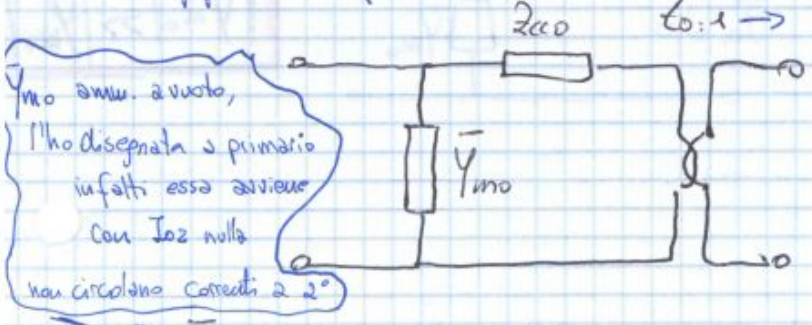
dipende da { Δ|Y. (collegamento) / terra. (connessione centro stella).

1)



In entrambi gli avvolgimenti può circolare corrente omopolare

Rappresentazione: (il TR. si comporta come se fosse alimentato da sq. ⊕ e ⊖)



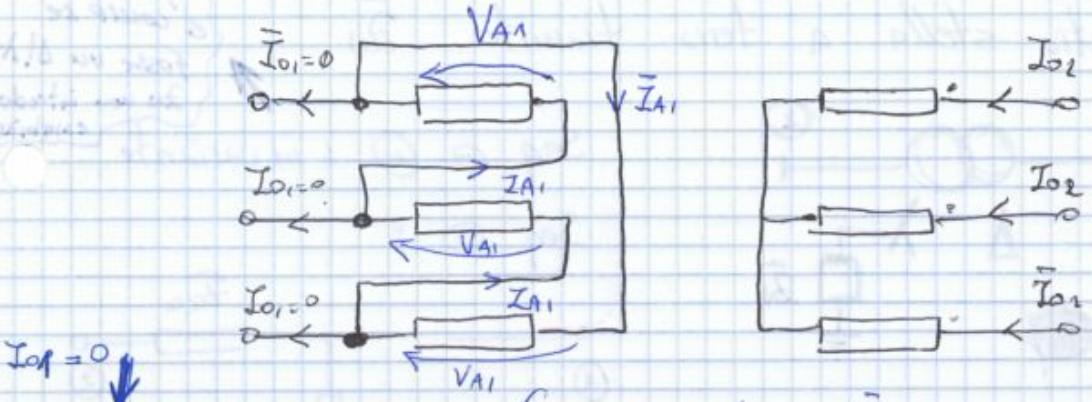
$t_0 : 1 \rightarrow$ t_0 è reale poiché la connessione è λ/λ $\angle t_0 = 0$

$t_0 = |t_+| = |t_-| \simeq \frac{N_1}{N_2}$

$\bar{Y}_{m0}$ amm. a vuoto, l'ho disegnata a primario infatti essa avviene con I_{02} nulla non circolano correnti a 2°

ora focalizziamoci sulle impedenze ⇒

$\bar{Y}_{m0}$: ammettenza a vuoto ($I_{02} = 0$) ⇒



A = avvolgimento

$I_{02} \neq 0$

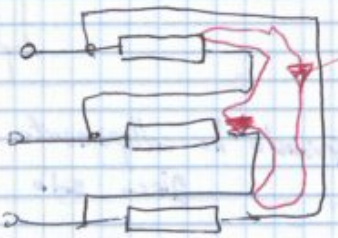
$I_{01}=0$

Devo avere per forza che $\bar{V}_{A1}=0$, è come se fosse in cto-cto sul lato primario (visto da 2°)

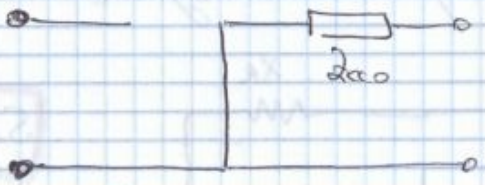
$N_1 \bar{I}_{A1} \simeq N_2 \bar{I}_{02}$ equilibrio f.m.m. colonna $(\bar{I}_{A1} \neq 0)$

trascuro la corrente magnetizzante.

mentre $\bar{I}_{01} = 0$ poiché ho conn. a triangolo inoltre in ciascun nodo convergono due avvolgimenti con correnti opposte.



In termini circuitali ho: $(\Delta/\lambda_{\frac{1}{2}})$



abbiamo fatto quindi:

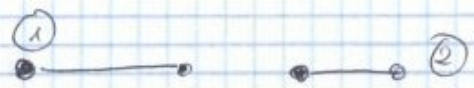
$\lambda_{\frac{1}{2}}/\lambda_{\frac{1}{2}}$

$\Delta/\lambda_{\frac{1}{2}}$

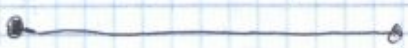
$\lambda/\lambda_{\frac{1}{2}}$

4) 5) 6)

Δ/Δ, λ/Δ, λ/λ $\Big\}$ $\bar{I}_{02}=0$, $\bar{I}_{01}=0$



circuito equivalente.



non ho circolazione di corrente in nessun avvolgimento

$$\bar{E}' = j\omega_0 \frac{M}{L_R} \bar{\Psi}_R \propto j\bar{\Psi}_R$$

rotore bloccato $\Rightarrow \omega = 0 \Rightarrow s_+ = 1$

impedenza rotore a $s_+ = 1 = Z_R$ $\rightarrow$ $\left| R_R + jX_R \right|_{s_+=1} << X_0$

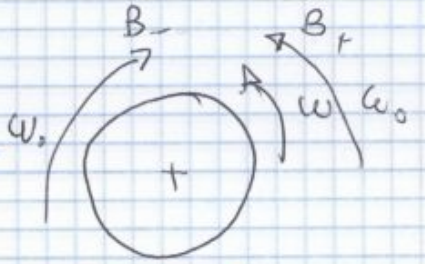
$<< R_0$ $\Rightarrow$ Posso ignorare R_0 e X_0 a rotore bloccato.

ho una semplice somma

$$\bar{Z}_{RB} \simeq R_S + \frac{R_R}{1} + j\left(X_S + X_R\right) \Rightarrow \begin{cases} R_{RB} = R_R + R_S \\ X_{RB} = X_R + X_S \end{cases}$$

$$\boxed{Z_+ \simeq Z_{RB}}$$

Seq. $\ominus$



Infatti non a caso scelgo la seq. di fasi

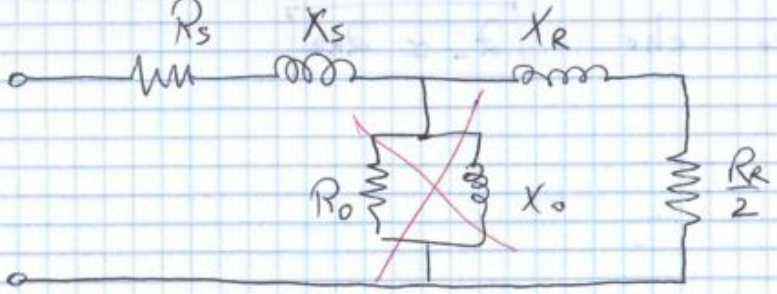
quindi $\boxed{s_- = \frac{-\omega_0 - \omega}{-\omega_0}}$ $\Rightarrow$ in $\boxed{\begin{array}{l} s_+ \rightarrow \omega_0 \\ s_- \rightarrow -\omega_0 \end{array}}$

In condizioni ordinarie, posso sfruttare il circuit eq. con seq (+)

ma so che ho $\Rightarrow \left| s_+ \right| << 1$ $\quad s_+ = \frac{\omega_0 + \omega}{\omega_0} \rightarrow \frac{\omega}{\omega_0} = 1 - s_+$

$\Rightarrow s_- = 1 + \frac{\omega}{\omega_0} = 2 - s_+ \simeq 2$ $\quad \boxed{s_- = 2 - s_+ \simeq 2}$

Pertanto: con l'ipotesi che $|s_+| << 1 \Rightarrow \boxed{s_- \simeq 2}$



il circuito alla seq $\ominus$ è molto simile a quella a rotore bloccato cambia solo che ora abbiamo $\frac{R_R}{2} = \left(\frac{R_R}{s_-}\right)$ invece di $\frac{R_R}{1}$

$$\Rightarrow \bar{Z}_- \simeq R_S + \frac{R_R}{2} + j\left(X_S + X_R\right)$$

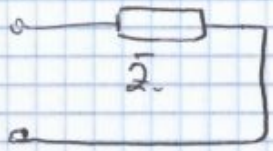
$$\Rightarrow \boxed{\begin{cases} X_- = X_{RB} \\ R_- = R_{RB} - \frac{R_R}{2} \end{cases}} \rightarrow \boxed{\bar{Z}_- \simeq \bar{Z}_{RB}}$$

10/05/2013 1° parte. lezione (20)

Motore asincrono: modello alle 3 sequenze.

seq ⊕ : thevenin $\bar{E}' \propto \bar{\psi}_R$ $\bar{Z}_+ = R_s + jX_{RB}$

seq ⊖ :



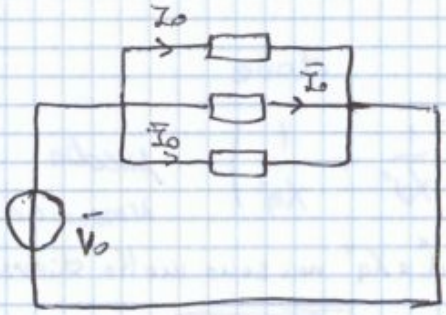
$\bar{Z}_- \simeq R_s + jX_{RB} = \bar{Z}_+$ ← per taglie rilevante.

seq ⊙ statore MA collegato a → { λ con centro stella isolato oppure Δ.

funzionamento normale ⇒ $\bar{I}_a + \bar{I}_b + \bar{I}_c = 0 \Rightarrow \bar{I}_0 = 0$

ossia: $\bar{Z}_0 \to \infty$, $\bar{Y}_0 = 0$

Ragionamento sullo statore del MA.



Immaginiamo di avere il rotore in rotazione.

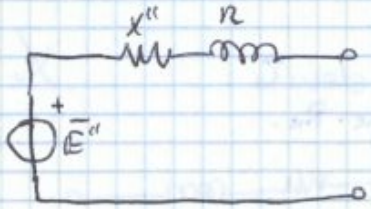
$B_{TRAF} = 0$ (hp: dissimmetria, avvolg. sfasati di 120° nello spazio)
corr. quop.

⇒ lo stato del rotore è perciò irrilevante essendo nullo il campo al traferro, come rapp. il rotore visto da statore?

ovviamente abbiamo ⇒ $\boxed{\bar{Z}_0 = \frac{\bar{V}_0}{\bar{I}_0} = R_s + jX_s}$ → flusso disperso a statore.

Macchina sincrona: modello alle 3 sequenze:

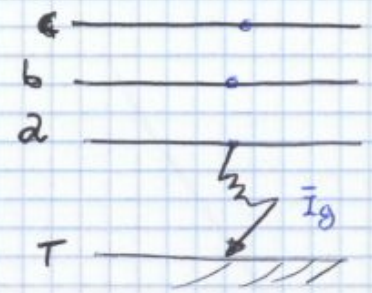
seq ⊕



$\bar{E}''$: fem sub-transitoria → legata a ψ rotore { eccitaz. smorzam.

$\boxed{\bar{Z}_+ = r + jX''}$ ← sub-transitoria

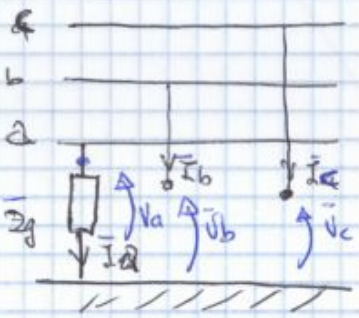
Guasto monofase a terra (più frequente)
(è il più pericoloso)



Consideriamo guasto fase a ⇒

nel p.to di guasto estraggo i morsetti;

Schematicamente sto rappresentando le correnti di guasto, nelle fasi (c)e(b) circolare corrente ma a noi non interessa ⇒ non sono interessate dal guasto.



Divido lo studio del guasto in due passi:

1) Def. della condizione di guasto in componenti di fase.

$$\begin{cases} \bar{I}_a = \bar{I}_g, \quad \bar{I}_b = \bar{I}_c = 0 \\ \bar{V}_a = \bar{Z}_g \bar{I}_g \end{cases}$$

2) Def. del guasto in comp. simmetriche

$$\begin{cases} \bar{I}_b = \alpha^2 \bar{I}_+ + \alpha \bar{I}_- + \bar{I}_0 = 0 \\ \bar{I}_c = \alpha^2 I_- + \alpha \bar{I}_+ + \bar{I}_0 = 0 \end{cases}$$

$$\bar{I}_b - \bar{I}_c = (\alpha^2 - \alpha) I_+ + (\alpha - \alpha^2) I_- = 0 \Rightarrow$$

$$\boxed{\bar{I}_+ = \bar{I}_-}$$

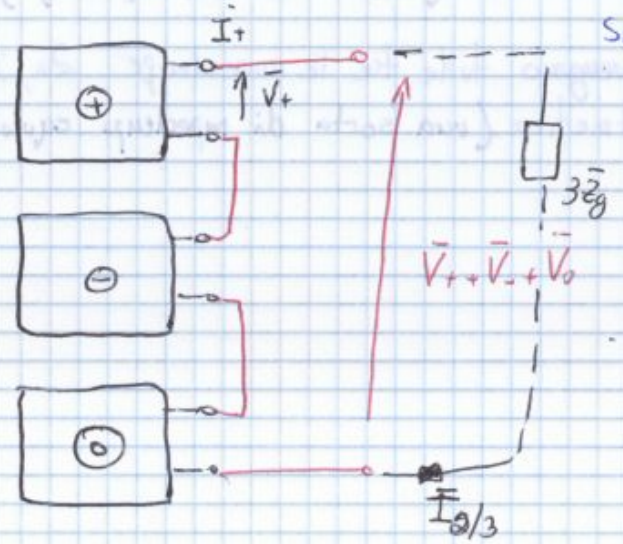
$$\bar{I}_b = \underbrace{(\alpha^2 + \alpha)}_{-1} \bar{I}_+ + \bar{I}_0 = 0 \Rightarrow \boxed{\bar{I}_0 = \bar{I}_+ = \bar{I}}$$

$$\bar{I}_g = \bar{I}_a = \bar{I}_+ + \bar{I}_- + \bar{I}_0 = 3\bar{I}_+ \Rightarrow \bar{I}_+ = \bar{I}_- = \bar{I}_0 = \frac{\bar{I}_a}{3}$$

$$\bar{V}_a = \bar{Z}_g \bar{I}_g = \bar{V}_+ + \bar{V}_- + \bar{V}_0 = 3\bar{Z}_g \bar{I}_+$$

10/05/2013 (2 parte)

3) Circuiti equivalenti delle sequenze "visti" dal punto di guasto.

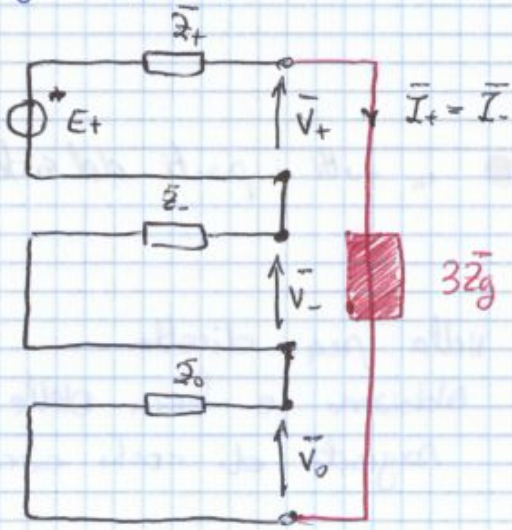


Se collego le tre reti di sequenza impongo che le correnti siano uguali

A questo punto collego $3\bar{Z}_g$ percorso da $\frac{\bar{I}_g}{3}$

$$\frac{\bar{I}_g}{3} = \bar{I}_+ = \bar{I}_- = \bar{I}_0$$

Ogni sequenza con circuito eq. di thevenin:



$$\bar{I}_+ = \bar{I}_- = \bar{I}_0 = \frac{\bar{I}_g}{3}$$

4) calcolo di $\bar{V}$ $\bar{I}$ ⊕⊖⊙ nel punto di guasto.

$$I_+ = I_- = I_0 = \frac{\bar{E}_+}{\bar{Z}_+ + \bar{Z}_- + \bar{Z}_0 + 3\bar{Z}_g} \Rightarrow$$ posso calcolare la $\bar{I}_g$.

$$\bar{I}_g = 3\bar{I}_+ = \frac{\bar{E}_+}{\frac{\bar{Z}_+ + \bar{Z}_- + \bar{Z}_0}{3} + \bar{Z}_g}$$

come mai scritta così?

la seconda configurazione è vista come variazioni ~~vista~~ causate dal guasto.

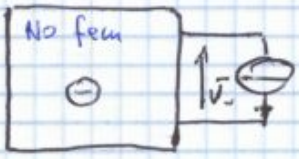
con $Z_{B+} \longrightarrow \Delta\bar{V}$ in tutti i nodi del sistema.

quindi trovo $\longrightarrow \Delta\bar{I}$ in tutti " componenti " come abbiamo visto nel guasto trifase.

In realtà ho:

$$Y_{B+} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\bar{V}_1 \\ \vdots \\ \\ \Delta\bar{V}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \vdots \\ \bar{I}_+ \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix} \leftarrow \text{nodo del guasto considerato.}$$

5.2) Seq. ⊖ (inversa)



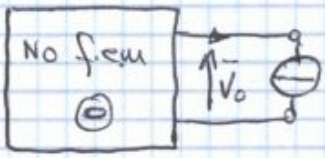
$\bar{I}_- = \frac{Z_g}{3}$

NON c'è bisogno di usare la sovrapposizione degli effetti perche le f.e.m. = 0 (tutti) quindi abbiamo solo:

2ª conf: $E_R = E_G = E_H = 0$ $\quad \bar{I}_- = \bar{I}_+$ ✓

stesso procedimento di prima $\Rightarrow Z_{B-}$ ....

5.3) Seq. ⓪ (omopolare)



$\bar{I}_0 = \frac{I_g}{3}$

2ª conf. : sole variazioni

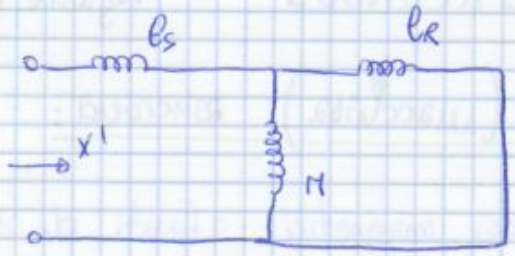
Z_{B0}, Y_{B0} NB. $Z_{B0} \neq Z_{B+}$

6) ⊕ ⊖ ⓪ $\longrightarrow$ a, b, c $\longrightarrow$ trasformo nelle comp. di fase.

note tutte le componenti simmetriche

$$\underline{V}_{abc} = T \cdot V_{+-0} \quad \text{con} \quad T = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ \alpha^2 & \alpha & 1 \\ \alpha & \alpha^2 & 1 \end{bmatrix}$$

2) $X' \approx X_{RB} \rightarrow \varphi_R = 0$ (in corto)



$$X' = \omega_0 \left(l_s + \frac{l_R M}{l_R + M} \right) < X_0$$

$$\boxed{X' \simeq \omega_0 (l_s + l_R)}$$

macchina reale : $l_s \simeq l_R << M$ (traferro)

$\Rightarrow X' << X_0$ infatti normalmente $\boxed{X_0 \sim 3 \div 5 \text{ pu} \quad X' \sim 0.1 \div 0.2 \text{ pu}}$

$\Rightarrow I_0 \simeq (0.2 \div 0.3)\, I_{NOM}$

$I_{RB} \simeq (5 \div 10)\, I_{NOM}$

- **Reattanza macchina sincrona** : identico al motore asincrono

statore : 3 avvolgimenti con assi magnetici sfasati di 120° elettrici

rotore : avvolgimento di eccitazione + barre conduttrici in corto chiamate avvolgimenti di smorzamento

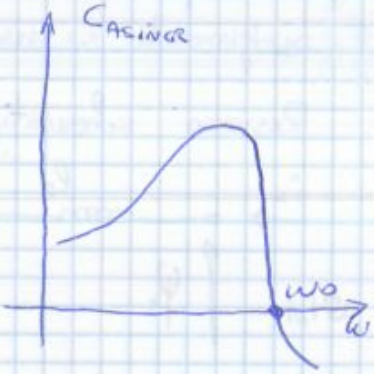
a regime ; $\omega = \omega_0$; $i_{SMORZ} = 0$.

$C_e = C_{SINCRONO} + C_{ASINCR}$

interazione $B_{STAT} - B_{ROT}$; i_{SMOR}

In pratica aggiungendo avvolg. di smorzamento (gabbia rotorica) = aggiungere contributo C_{ASINCR}

perché si chiamano avvolg. di smorzamento ? $\Rightarrow$



- se $\omega < \omega_0$, $C_{ASIN} > 0$ (conv. motore)
  $\Rightarrow$ accelera il rotore.

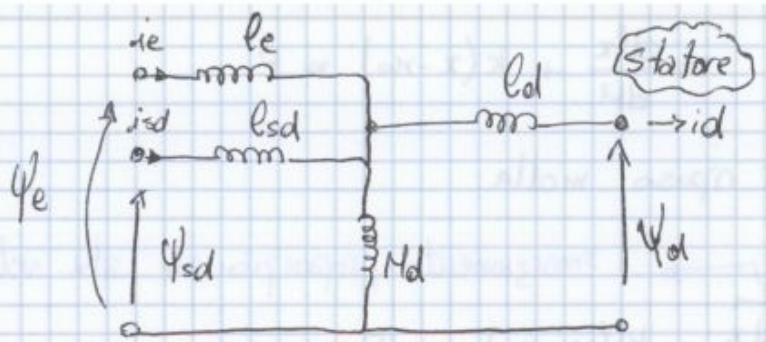
- se $\omega > \omega_0$, $C_{ASIN} < 0$ (conv. motore)
  $\Rightarrow$ frena il rotore.

- se $\omega = \omega_0$ $C_{ASINCR} = 0$

Invece nell'intorno di ω_0

- per $|\omega - \omega_0| << \omega_0$ possiamo linearizzare l'andamento della C_{ASIN} così :

$C_{ASIN} = K(\omega_0 - \omega) \rightarrow$ analogia meccanica:

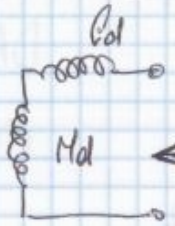


⚠ a regime ie può essere ≠0 ma a regime essa dipende solo dalla Vecc

1 - X_d (a regime) ← reattanza vista da statore

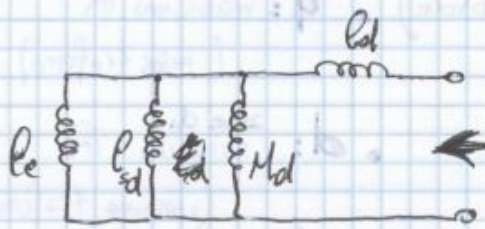
$i_{sd} = 0$ $(\omega = \omega_0)$

$i_e = 0$ poiché $i_e = V_e / r_e$



$\Rightarrow$ $\boxed{X_d = \omega_0 (l_d + M_d)}$

2 - X''_d reattanza subtransitoria asse d, cioè è la reattanza che si vede a → $\psi_{sd} = 0$; $\psi_e = 0$.



$\boxed{X''_d < X_d}$

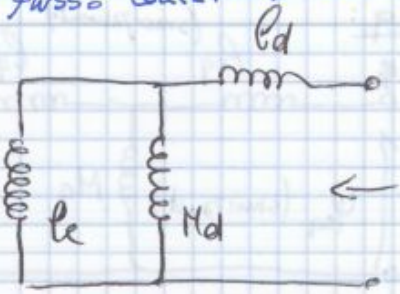
3 - X'_d reattanza transitoria asse d

$i_{sd} = 0$; $\psi_e = 0$ ← flusso concatenato avv. statorico

↓

questo poiché

$r_{ecc} \ll r_{sd}, r_{sq}$



$X'_d < X_d$

$X'_d > X''_d$

Per limitare le perdite Joule sul rotore. Visto che r_{sd}, r_{sq} sono più grandi, i transitori negli avvolgimenti di smorzamento si annullano rapidamente ⇒ i_{sd}, i_{sq} si annullano rapidamente. Cmnq le correnti i_{sd} e i_{sq} ∃ solo durante i transitori

Ricordando la corrente di cto nel sincrono:

1) def. guasto in abc

$$\begin{cases} \bar{I}_a = 0 \\ \bar{I}_b = -\bar{I}_c = \bar{I}_g \end{cases} \qquad \bar{V}_b - \bar{V}_c = \bar{Z}_g \bar{I}_g$$

2) Def. guasto in + - 0

$$\bar{I}_a + \bar{I}_b + \bar{I}_c = 3\bar{I}_0 = 0 \Rightarrow \bar{I}_0 = 0$$

$$\begin{aligned} \bar{I}_b &= \alpha^2 \bar{I}_+ + \alpha \bar{I}_- = \\ \bar{I}_c &= \alpha \bar{I}_+ + \alpha^2 \bar{I}_- = \end{aligned} \Rightarrow \bar{I}_b = -\bar{I}_c \Rightarrow -\bar{I}_+ = \bar{I}_-$$

$$\bar{I}_g = \bar{I}_b = (\alpha^2 - \alpha)\bar{I}_+$$

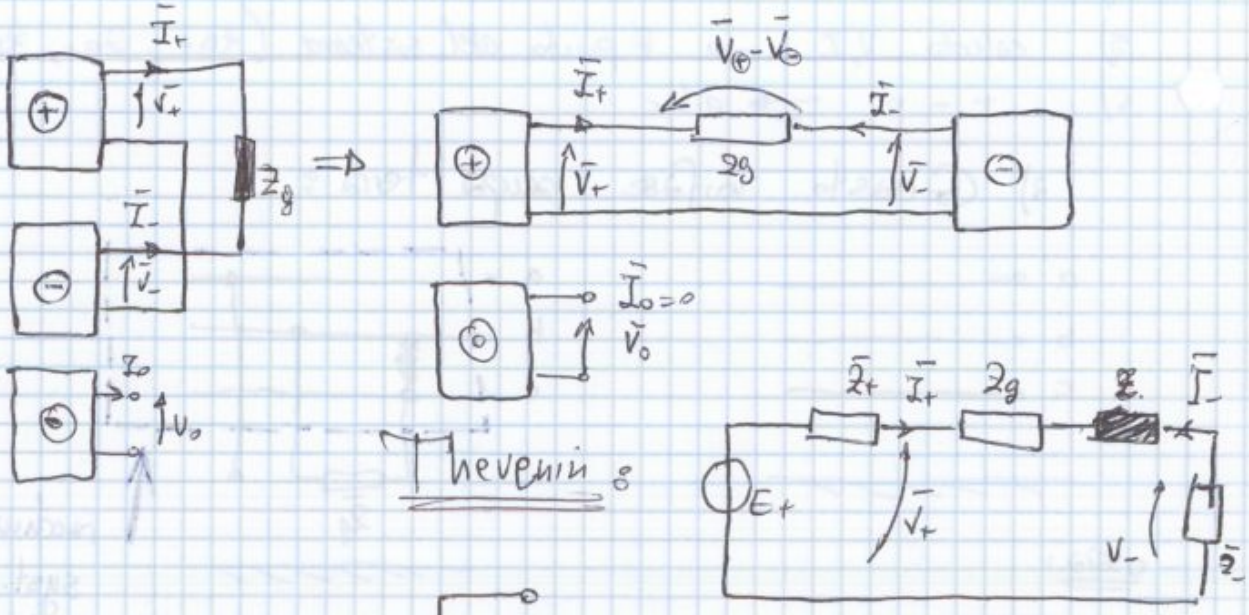
$$\begin{aligned} \bar{V}_b &= \alpha^2 \bar{V}_+ + \alpha \bar{V}_- + \bar{V}_0 \\ \bar{V}_c &= \alpha \bar{V}_+ + \alpha^2 \bar{V}_- + \bar{V}_0 \end{aligned}$$

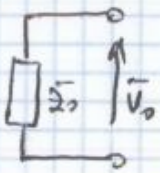
$$\bar{V}_b - \bar{V}_c = (\alpha^2 - \alpha)\bar{V}_+ + (\alpha - \alpha^2)\bar{V}_- = (\alpha^2 - \alpha)(\bar{V}_+ - \bar{V}_-)$$

$$= Z_g \underbrace{(\alpha^2 - \alpha)}_{\bar{I}_g} \bar{I}_+ \Rightarrow$$

$$\bar{V}_\oplus - \bar{V}_\ominus = Z_g \bar{I}_+$$

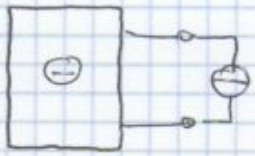
3) Circuito equivalente:





se $Y_0 \neq 0$ (Z_0 è finita) $\Rightarrow$

$\Rightarrow \bar{V}_0 = 0$



$$Y_B \cdot \begin{bmatrix} V_1 \\ \vdots \\ V_i \\ \vdots \\ V_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \vdots \\ 0 \\ -I_- \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix} \rightarrow \text{nodo del guasto.}$$

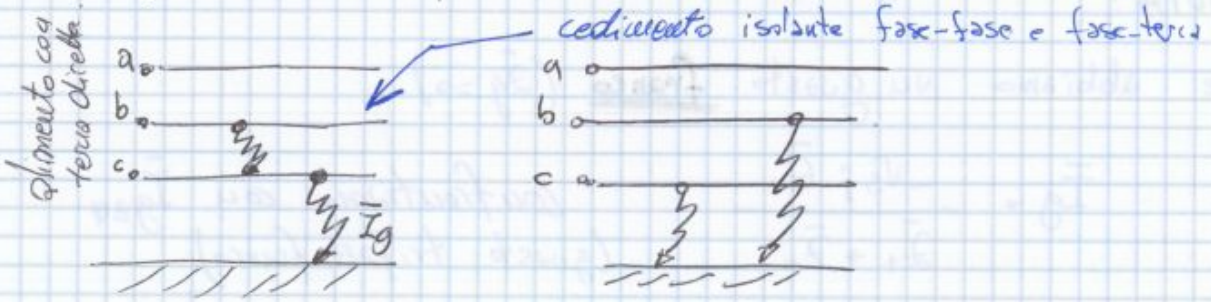
↳ pre-guasto non ha componente inversa $\Rightarrow \Delta V_- \equiv V_-$

$\bar{V}_0$ e $\bar{I}_0$ sono nulle ovunque.

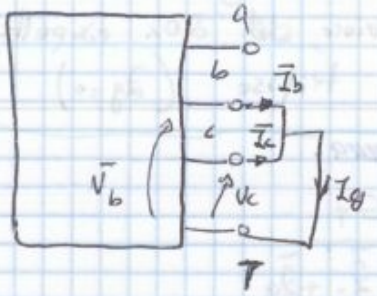
6) $\underline{V}_{abc} = T \, \underline{V}_{+-0}$

---

3) Guasto bifase con terra.



Per semplicità consideriamo il **guasto franco** $\Rightarrow$ le due situazioni sono così equivalenti, altrimenti No.



$$\bar{I}_g \triangleq \bar{I}_b + \bar{I}_c$$

1) Definizione guasto in abc

$$\begin{cases} \bar{I}_a = 0 \\ \bar{I}_b + \bar{I}_c = \bar{I}_g \end{cases} \qquad \begin{matrix} \bar{V}_b = \\ \bar{V}_c = \end{matrix}$$

2) definizione del guasto in +-0

$$\bar{I}_a = I_+ + \bar{I}_- + \bar{I}_0 = 0 \rightarrow -I_+ - I_- = I_0$$

$$\bar{I}_g = \bar{I}_b + \bar{I}_c = I_a + I_b + I_c = 3\bar{I}_0$$

$$-I_+ - I_- + 2I_0 = 3I_0$$

ossia $\angle \bar{Z}_0 = \angle \bar{Z}_+$

Approssimazione: valida se ho sist. con componenti con tagli rilevanti

$$\begin{cases} Z_+ \simeq j X_+ \\ Z_0 \simeq j X_0 \end{cases}$$

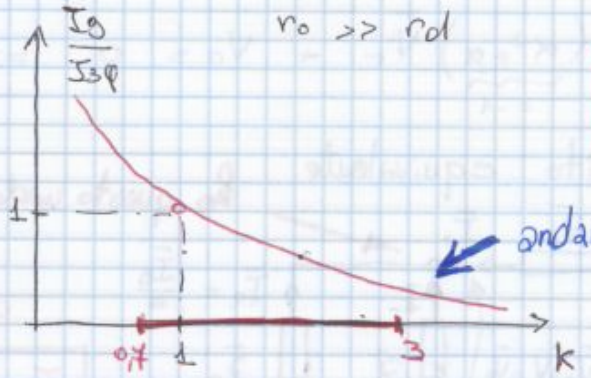
es. linee aeree

$X_0 \simeq 3X_+$

$r_0 >> r_d$

$$\boxed{K = \frac{Z_0}{Z_+}}$$

$$\frac{I_g}{I_{3\varphi}} = \frac{3}{2+K}$$



andamento iperbolico.

$K=1 \Rightarrow I_g = I_{3\varphi}$

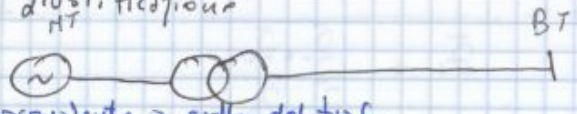
se $K>1 \Rightarrow (X_0 > X_+)$ $I_g < I_{3\varphi}$

se $K<1 \Rightarrow (X_0 < X_+)$ $I_g > I_{3\varphi}$

solitamente $K \simeq 0.7 \div 3$ (nei sistemi AT)

come mai? $\Rightarrow$ diamo una giustificazione

K grande:



linea lunga

$K \to 3$

↳ reattanza linea prevalente a quella del trafo.

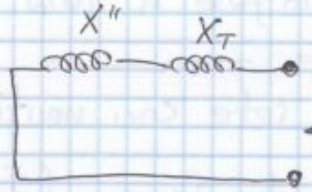
K basso:

pu: $t_{pu} = 1$

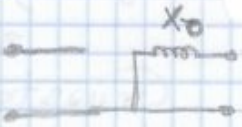
$K < 1$

seq ⊕ / seq ⊖ (facciamo riferimento al lato Alta Tensione)

Vedo generatore + trafo.

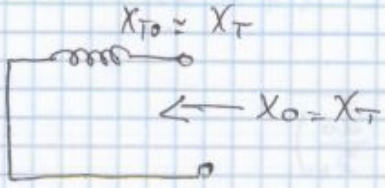


$X_+ = X_- = X'' + X_T$



il gen. è aperto (il lato TR a Δ è aperto).

seq ⊖



$$K = \frac{X_0}{X_+} \simeq \frac{X_T}{X_T + X''} < 1$$

$X_T \simeq 0.1 \div 0.25$ pu.

$X'' \simeq 0.15 \div 0.2$ pu.

⚠ K alto ($\to 3$) è dovuto al fatto della reattanza prevalente della linea BT

K basso (<1) è dovuto al tipo di connessione $\begin{cases} Z_+ \text{ (include anche il gen)} \\ Z_0 \text{ (lo esclude per via del } \Delta) \end{cases}$

Alimento con una terna diretta

$$\begin{cases} \bar{V}_a = \bar{E}_+ \\ \bar{V}_b = \alpha^2 \bar{E}_+ \\ \bar{V}_c = \alpha \bar{E}_+ \end{cases} \Rightarrow \quad \frac{|V_b|}{E_+} = \frac{|V_c|}{E_+} = 1.$$

pre-guasto

$|\alpha| = |\alpha^2| = 1$ in moduli

con guasto:

$$\frac{V_b}{E_+} = \frac{V_c}{E_+} = \frac{|\alpha^2(1+k) - \alpha - k|}{2+k}$$

da verificare (dimostrabile graficam.)

se $k = 1$, $\frac{V_b}{E_+} = \frac{V_c}{E_+} = \frac{|2\alpha^2 - \alpha - 1|}{2+k} = \frac{|3\alpha^2|}{3} = 1$

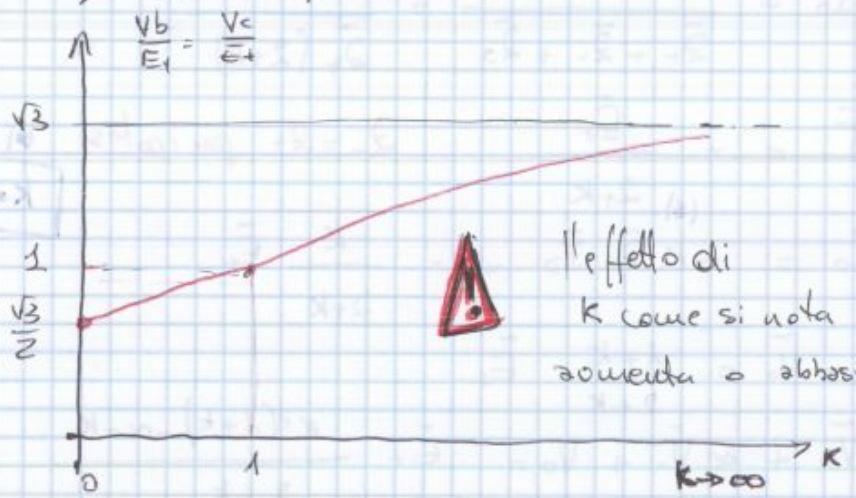
ossia:

- se $k = 1$ le tensioni hanno lo stesso val. efficace avevano prima del guasto.
- se $k \to \infty$ $(x_0 \to \infty)$ $\quad \frac{V_b}{E_+} = \frac{V_c}{E_+} = \frac{|\alpha^2 - 1|}{1} = \sqrt{3}$. $\quad |\cos\frac{2}{3}\pi - j\,\text{sen}\frac{2}{3}\pi - 1| \quad |-\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2} - 1| = \sqrt{3}$ OK

  ossia $\underset{\text{stellata}}{E_+} \longrightarrow \sqrt{3}\,E_+$ concatenata.

  cioè passo dalla stellata alla concatenata $\Rightarrow$ ho un intervento notevole del 70% in più $(\sqrt{3} = 1{,}7)$.
- se $k = 0$ $\quad \frac{|V_b|}{E_+} = \frac{|V_c|}{E_+} = \frac{|\alpha^2 - \alpha|}{2} = \frac{\sqrt{3}}{2}$.

quindi Graficamente:

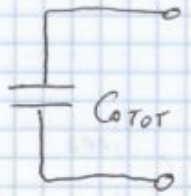


l'effetto di k come si nota aumenta o abbassa le tensioni di fase.

Problema:
- $\to$ per le correnti: meglio avere k elevato
- $\to$ " le tensioni: meglio avere k basso

$\Rightarrow$ Soluzione: non discostarsi troppo da $k = 1$

Per cui ovunque sia il guasto alla sequenza omopolare vediamo solo la capacità totale. E se le linee sono uguali ho:



$\boxed{C_{0TOT} = C_0 \cdot L}$ estensione totale della linea.

valida se tutte le linee sono uguali (C_0 uguale)

$$\Rightarrow \bar{Z}_0 = \frac{1}{j\omega C_{0TOT}} = \frac{1}{j\omega C_0 L}$$ valida se tutte le linee hanno lo stesso C_0 (F/km)

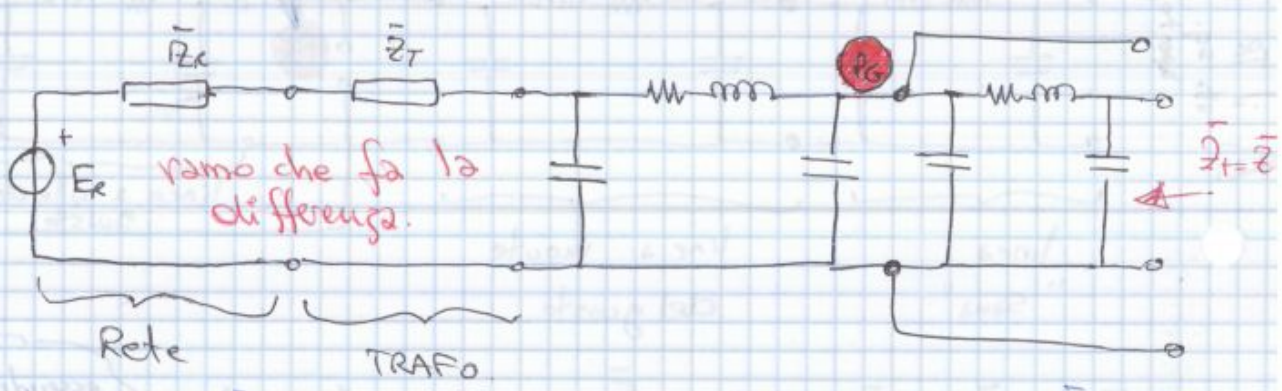
⚠ Parlando di linee sempre con stesso tipo di isolamento (linee aeree) ⇒ variando la ϕ cambia poco la C_0.

$\bar{Z}_0 >>> |\bar{Z}_+| = |\bar{Z}_-|$ perché nelle sequenze ⊕ e ⊖ ci sono le sorgenti di cto-cto.

ossia, ecco perché sono modeste le $|Z_+|$ e $|Z_-|$

unica sorgente di cto. cto. (alim. da rete ext)

allora, seq ⊕ ≡ seq ⊖



Calcolo $\bar{Z}_+ = \bar{Z}_- \Rightarrow E_R = 0$, però abbiamo in più $\bar{Z}_R$ e $\bar{Z}_T$ che non c'erano alla sequenza omopolare visto che il neutro è isolato ⇒ stavolta possiamo trascurare le capacità, che sono in // e $\bar{Z}_R$ e $\bar{Z}_T$ che sono piccole.

$$\Rightarrow \bar{Z}_+ = \bar{Z}_- \begin{cases} \text{imp. longitudinali linee} \\ \text{imp. sorgenti di cto. cto.} \end{cases}$$

Pertanto, ricapitolando:

→ Sovratensione $E_+ \longrightarrow \sqrt{3}E_+$ fasi sane, si verifica in tutti i punti del sistema.

Norme:

$$\boxed{I_g = V_N\left(0.2\,L_c + 0.03\,L_A\right)}$$

[A] [kV] [km] [km]

V_N = tensione nominale concatenata.

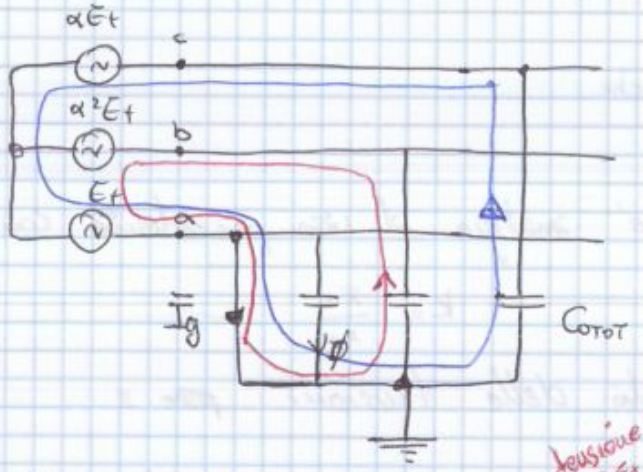
L_c, L_A estensione totale linea in cavo e aerea.

OSS: $\frac{0.2}{0.03} \simeq 70 \Rightarrow$ a pari estensione, il contributo della linea in cavo è 70 volte maggiore.

$\frac{C_{0\,CAVI}}{C_{0\,AEREE}} \simeq 70$.

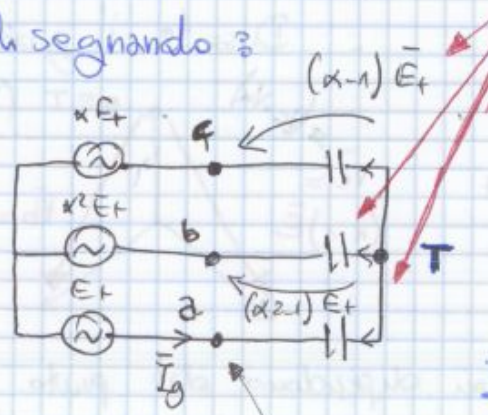
0.2 $L_c \Rightarrow$ fa riferimento a cavi con schermi singoli $\Rightarrow C_+ = C_-$

Possiamo schematizzare il nostro sistema IT così:



$\bar{I}_g$ si richiude attraverso le due fasi sane e attraverso i generatori (tramite gli accoppiamenti capacitivi)

Ridisegnando:



eq. nodi al nodo T

Pertanto

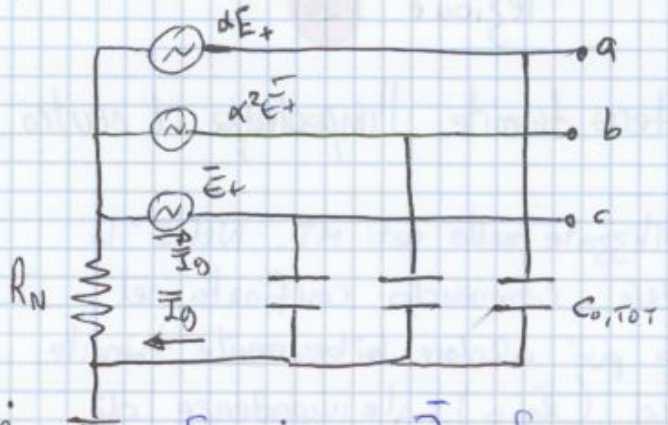
$$\bar{I}_g = \underbrace{-j\omega C_{0TOT}\cdot(\alpha^2-1)\bar{E}_+}_{\text{corrente fase (b)}} - \underbrace{j\omega C_{0TOT}\cdot(\alpha-1)\bar{E}_+}_{\text{corrente fase (c)}} \Rightarrow$$

$$\bar{I}_g = -j\,C_{0TOT}\cdot\omega\cdot\bar{E}_+\left(\overbrace{\alpha^2-1+\alpha-1}^{-3}\right)$$

$$\Rightarrow \bar{I}_g = -j3\omega\,C_{0TOT}\bar{E}_+$$

Nel caso di schermi singoli su ogni fase, modifico le I_c, I_b ma a me interessa $\left\{ I_g + \text{tensioni di accopp.} \right\}$

mentre con IT (neutro isolato) la richiusura di I_g avveniva tramite le capacità verso le fasi sane, mentre ora tali capacità sono $\cong 0$ quindi I_g percorre R_N.



$$\bar{Z}_N = jX_N$$

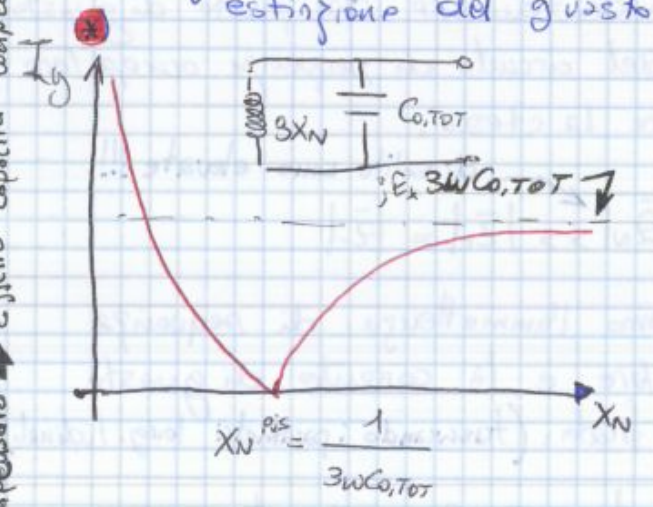
$$\bar{I}_g = j3\omega C_{0,TOT} \cdot \bar{E}_+ + \frac{E_+}{jX_N} =$$

$$j\bar{E}_+\left(3\omega C_{0,TOT} - \frac{1}{X_N}\right)$$

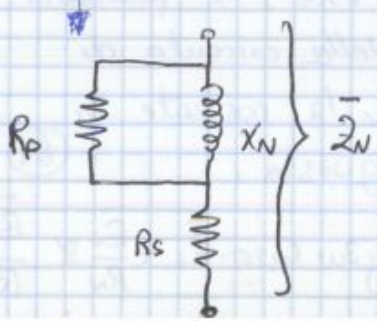
per X_N piccoli, il grafico e il discorso non vale più perché X_N diventa paragonabile alle Z longitudinali

Se invece $\bar{Z}_N$ fosse puramente reattiva, si creerebbe una situazione tale da poter rendere nulla la corrente di guasto.

Al crescere di X_N la corrente diminuire, fino ad arrivare alla condizione di risonanza per cui $3\omega C_{0,TOT} = \frac{1}{X_N}$; ovviamente a regime. Il vantaggio di riuscire ad annullare a regime la corrente di guasto è che ciò permette l'auto-estinzione del guasto (estinzione degli archi elettrici in aria), permettendo di garantire una migliore continuità del servizio.

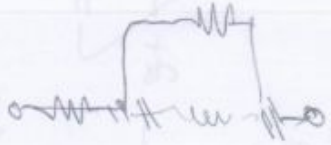


È impossibile conoscere a priori la capacità totale omopolare della rete di distribuzione connessa al trasformatore, e inoltre è un valore variabile nel tempo. È possibile utilizzare dei regolatori automatici che, tramite la misura di piccole correnti omopolari, mantenendo la reattanza vicino al valore di risonanza. Questa soluzione si chiama BOBINA DI PETERSON oppure neutro compensato, si usano comunque delle resistenze aggiuntive: 1) la resistenza R_S ha il compito di abbassare la costante di tempo della componente unidirezionale della corrente di guasto, abbreviando il transitorio e facilitando la corrente di guasto. 2) la resistenza in parallelo R_P ha il compito di introdurre una componente resistiva nella corrente di guasto in modo da identificare la linea interessata tramite la rilevazione del guasto.



R_S e R_P hanno scopi diversi.

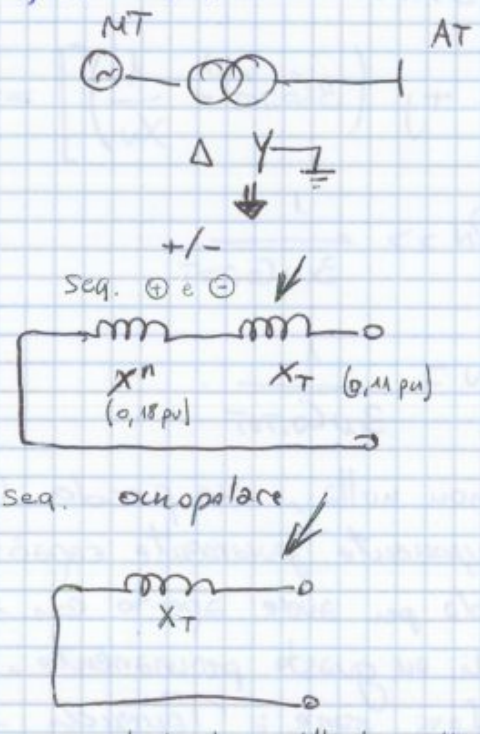
Neutro compensato ⇒ effetto capacità compens. con reattanza neutro.



© Proprietà riservata dell'autore - Digitalizzazione e distribuzione a cura del CENTRO APPUNTI - Corso Luigi Einaudi, 55 - Torino / Pagina 189 di 356

e se consideriamo delle linee con la medesima capacità per lunghezza, si ha $I_g = 3 C_0 L_{TOT} E_f$, dove L_{TOT} è la lunghezza di tutte le linee connesse al guasto; l'estensione delle linee AT è tale da rendere eccessiva la corrente di guasto;

- Nel sistema AT sono inaccettabili delle sovratensioni nelle fasi sane.



caso classico: centrali termoelettriche della taglia di 1GW ha gen. uguali

Come già visto, alla sequenza omopolare solo il trasformatore con la X_T si oppone al passaggio (in un collegamento MT/AT).

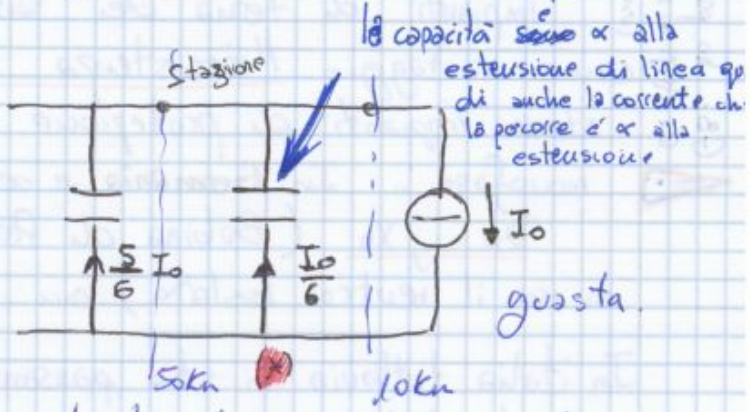
Dei trafi che connettono due reti AT con due livelli di tensione con collegamenti a stella con neutro sia al I° che al II° sono visti dalla sequenza omopolare come un autotrasformatore. Nel caso di un autotrasformatore, si ha un unico centro stella, connesso al neutro.

Non si connettono a terra tutti i centri stella dei trasformatori: considerando 2 generatori uguali in centrale, se entrambi i trafi fossero posti a terra tramite il loro centro stella, avremmo come impedenza di sequenza omopolare $jX_T/2$, mentre con solo uno dei centri stella sarebbe jX_T. (senza collegamento a terra, $|Z_0| = \infty$). Come si fa per controllare il $k = \frac{X_0}{X_T}$, per fare in modo che non sia troppo piccolo vicino ai generatori ed innescare correnti di guasto elevate.

- Le reti BT sono tutte col Neutro messo a terra (TT, TN) in quanto entra in gioco il fattore di sicurezza per le persone che usano la rete; fanno eccezione i sistemi ~~a terra, causando casi delle correnti elevate~~ IT e i trasformatori d'isolamento. Nelle reti MT

Facciamo l'esempio di alcune linee in caso di diverse lunghezze. Dalle norme ricaviamo la corrente di guasto I_g. Grazie all'assenza del collegamento alla terra, sappiamo che $I_0 = \frac{I_g}{3} = 80A$ alla sequenza omopolare ho un circuito equivalente del genere.

$$\begin{cases} V_N = 20\ kV \\ L_c = 60\ km \\ I_g = 0.2\ V_N\ L_c = 240A \\ I_g/L_c = 0{,}2 V_N = 4\ A/km \end{cases}$$



Problematiche (2)

Si metterà una soglia per contrastare la corrente omopolare. Si hanno tuttavia dei difetti in questa approssimazione:

(1) • si hanno degli effetti resistivi non eliminabili che fanno scendere la I_0, e inoltre (2) l'assetto variabile della rete modifica il valore di I_0. E' importante guardare il segno della potenza reattiva omopolare: per far ciò si usa un RELE' VARMETRICO DIREZIONALE: si vede come nelle linee sane c'è un comportamento capacitivo, mentre la linea guasta ha un comportamento induttivo. Mettendo invece il neutro a terra la corrente di guasto percorre unicamente la linea guasta. Con il neutro compensato (Bobina di Petersen) la potenza reattiva viene assorbita dalla reattanza X_N, opportunamente costruita per andare in risonanza con la capacità delle linee. La potenza P sarà tutta proveniente dalla linea guasta, e andrà su 3RN, sottraendo energia al guasto. Se il neutro è sotto compensato, la potenza Qo può cambiare segno. (topica francese)

(*) la linea non interessata dal guasto è interessata da una I omopolare abbastanza piccola $\frac{I_0}{6} \simeq 13 \div 14A$ in confronto ai 240 A della I_g.

• l'effetto resistivo può fare scendere I_0 e quindi sotto la soglia di intervento delle protezioni.

$v(t) = \sqrt{2}\, V \cos(\omega t + \varphi)$ ← tensione su di un avvolgimento trascurando le perdite ohmiche e le variazioni di flusso concatenato

Dati nominali : V_N ; f_N

⚠ ci sono orologi che funzionano in base alla frequenza di rete.

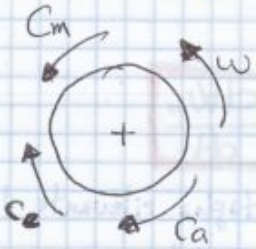
Condizione di qualità :

- $|V - V_N| << V_N$ ← Tensione di esercizio prossima V_N
- $\left|\frac{\omega}{2\pi} - f_N\right| << f_N$ ← frequenza; $\frac{\omega}{2\pi}$ ≡ frequenza della tensione prodotta dai generatori

---

24/05/2013 lezione 24 ⚠ pezzi scritti cronologicamente sbagliati

1) Equazione meccanica dei generatori sincroni :



$\boxed{C_m}$ è la coppia meccanica o motrice data dal motore primo e applicata al rotore (generalmente una turbina);

$\boxed{C_e}$ è la coppia elettromagnetica o elettrica dovuta alle forze che l'avvolgimento statorico incide sul rotore, ed è la coppia che attua la conversione elettromeccanica ;

$\boxed{C_a}$ è la coppia di attrito. Il bilancio delle coppie è concluso dalla coppia d'inerzia, cioè momento d'inerzia per accelerazione angolare. Supponiamo che gli attriti siano trascurabili, e trasformiamo il bilancio in bilancio di potenza moltiplicando per la velocità di rotazione, e ottenendo l'energia cinetica e le potenze meccaniche ed elettriche.

Semplificazione →

Bilancio coppie :

$$J \frac{d\omega}{dt} = C_m - (C_e - C_a)$$

con $C_a \cong 0$

$$\begin{cases} J\omega \frac{d\omega}{dt} = C_m \cdot \omega - C_e \cdot \omega \\ \frac{d}{dt}\underbrace{\left(\frac{1}{2} J \omega^2\right)}_{\text{Energia cinetica } W_m} = P_m - P_e \end{cases}$$

$$\Rightarrow \frac{dW_m}{dt} = P_m - P_e$$

Per $|\omega - \omega_0| << \omega_0$ $\quad \omega_0 = 2\pi f_0$

f_0 = frequenza nominale del sistema.

$$J\omega_0 \frac{d\omega}{dt} = P_m - P_e$$

Sto dicendo che parlare di P o C è lastessa cosa.

primo dietro poi qu

③ ⇒ posso stimare l'energia cinetica dei generatori.

$W_m = \frac{1}{2} J \omega_0^2 = H \cdot S_N$ q.tà d'energia rilevante, energia cinetica immagazzinata a rotore. S_N fornita dal rotore per H secondi

Esempio: $\Sigma S_N = 50'000$ MVA.

$\Sigma P_{CAR} = 45000$ MW.

⇒ Non possiamo usare tutta l'energia $H \cdot S_N$ per sopperire alla variazione di carico, ci va troppa energia

Supponiamo di avere una variazione di frequenza:

$\Delta f = 1 Hz$ $(50 \to 49 Hz)$ $\Delta W_m \simeq 4\%$.

(2%) $\longrightarrow$ $W_m \propto \omega^2 \longrightarrow$ $(W_m = \frac{1}{2} J \omega^2)$

Per $(4 \div 5)$ s $\cdot$ 4% = 160 ms.

Se ammettiamo una variazione Δf del 2%, la $\Delta W \simeq 4\%$ quindi il 96% dell'energia rimane a rotore, il 4% contribuisce ad alimentare il carico durante questa variazione (abbiamo in pratica un polmone energetico)

$J\omega_0 \cdot \frac{d\omega}{dt} = P_m - P_e$ (approx) e con $T_a = J \frac{\omega_0^2}{S_N}$ P_0

$\frac{T_a S_N}{\omega_0} \cdot \frac{d\omega}{dt} = P_m - P_e$ supponiamo ora di avere un

⇒ generatore a 2 poli ⇒ $\omega = 2\pi f$ $f \overset{def}{=} \frac{\omega}{2\pi}$

misuriamo la velocità in rps ai morsetti del generatore (rotore)

$f_0 = \frac{\omega_0}{2\pi}$ frequenza nominale

la maggioranza e' a due poli.

$\frac{T_a S_N}{\omega_0} \cdot 2\pi \frac{df}{dt} = P_m - P_e$.

Introduciamo il termine $M = \frac{T_a S_N}{\omega_0} 2\pi$ ⇒ $\boxed{M \frac{df}{dt} = P_m - P_e}$

Ora provo a linearizzare la mia equazione lavorando nell'intorno di un punto ⇒ $\omega = \omega_0$. ⇒ introduco ora le variazioni

e la potenza meccanica viene variata regolando la velocità.

Lo schema dell'anello di reg. della velocità vede il seguente schema: si misura la f con un tachimetro e la si confronta col riferimento f^* ricavando l'errore εf.

$$M \frac{df}{dt} = P_m - P_e$$

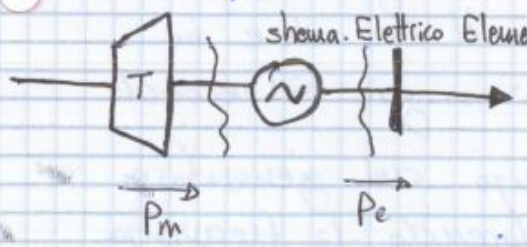
$$\Downarrow$$

$$\begin{cases} \Delta f = f - f_0 \\ \Delta P_m \triangleq P_m - P_{m0} \\ \Delta P_e \triangleq P_e - P_{e0} \end{cases}$$

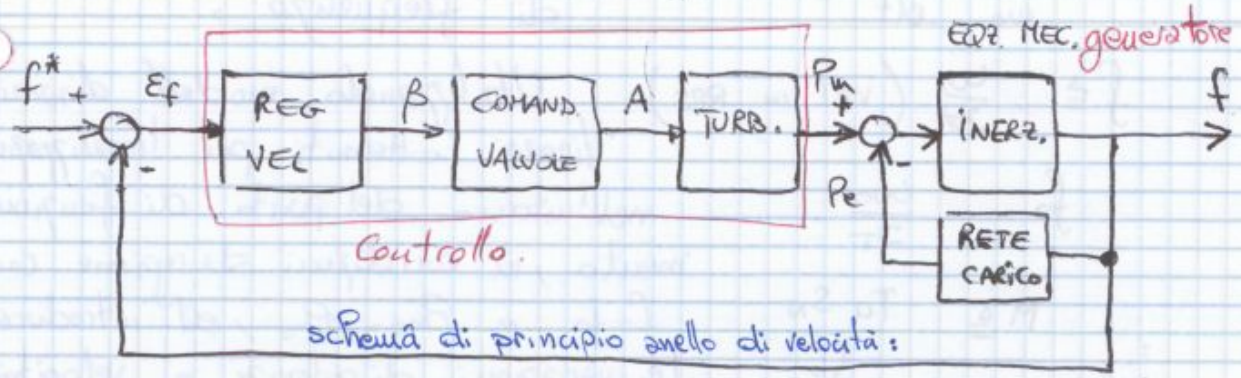
$$\boxed{M \frac{d\Delta f}{dt} = \Delta P_m - \Delta P_e}$$

eq. alle variazioni.

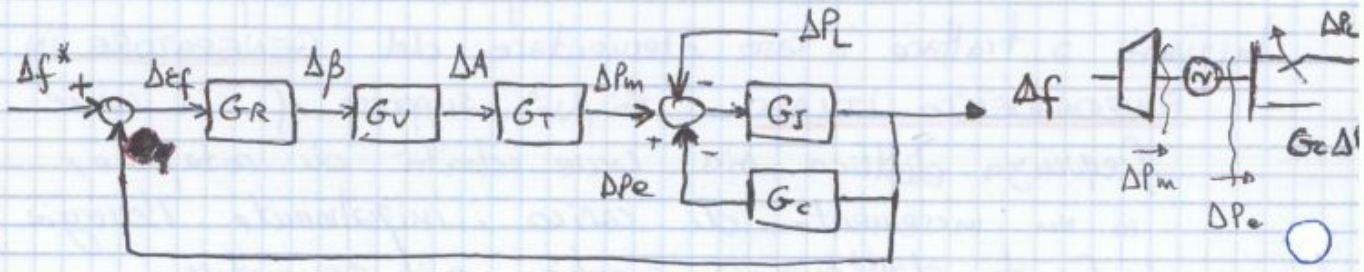
P_m è l'uscita della turbina, il blocco d'inerzia è la rappresentazione dell'equazione meccanica, e il blocco in retroazione rappresenta ciò che si vede ai morsetti del generatore. Il regolatore di velocità ha un'uscita β, tipicamente un angolo che definisce la posizione di un albero meccanico, il comando delle valvole dà in uscita A che è la sezione di passaggio che avrà il fluido di regolazione, cioè del vapore (termoelettrico), acqua (idroelettrico), gas (termoelettrico a gas). Possiamo usare le TRASFORMATE DI LAPLACE per studiare il comportamento dinamico, e riscriviamo la f.d.t, inserendo la variazione di carico ΔP_L.



schema Elettrico Elementare.

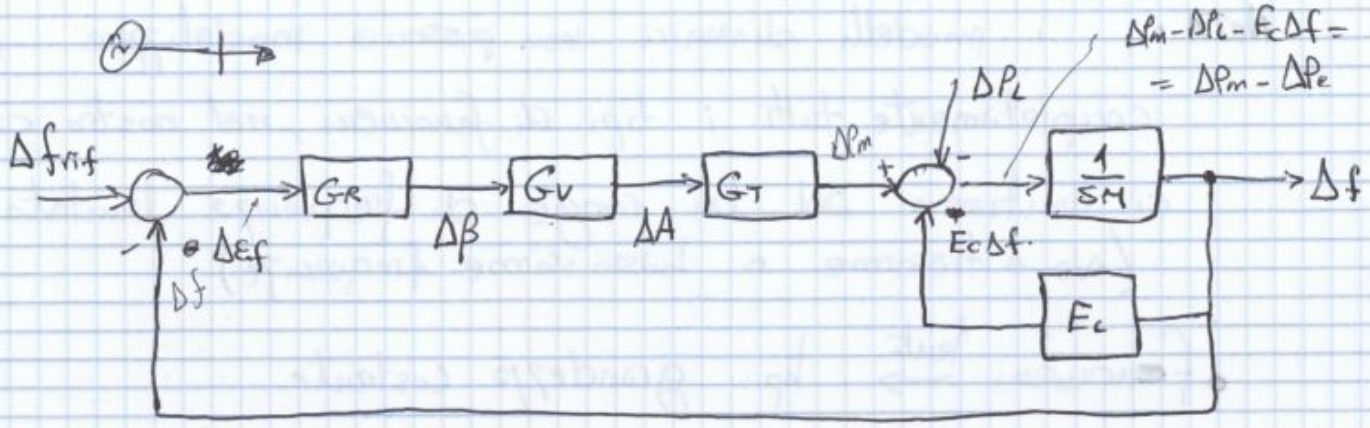


schema di principio anello di velocità:



Occupiamoci delle funzioni della parte destra dell'anello di regolazione di velocità.

28/05/2013 lezione 35

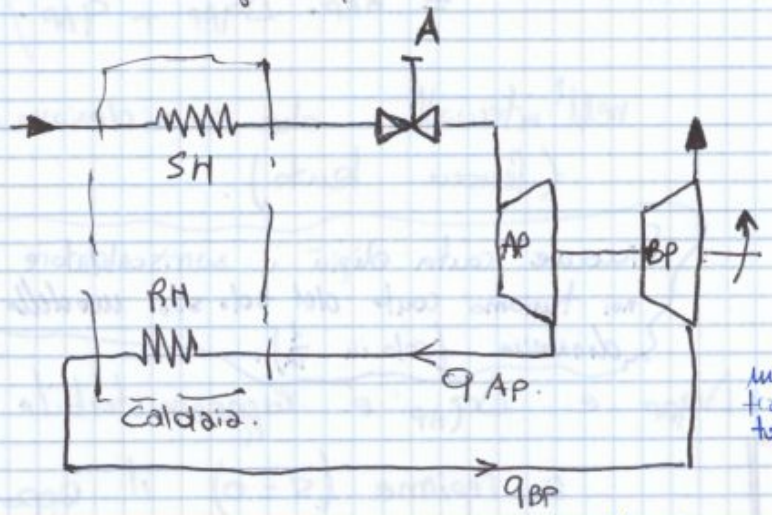


f.d.t turbina G_T (a vapore). cioè con riferimento alla Turb. a vapore ho:

$$\boxed{G_T(s) = \frac{\Delta P_m}{\Delta A}}$$

A = sezione di passaggio del vapore.

schema di principio:



SH: surriscaldatore

RH: risurriscaldatore

q: portata massica di vapore (kg/s)

i surriscaldatori hanno volumi molto grandi rispetto alle turbine quindi trascureremo l'accumulo di vapore nelle turbine.

a regime → $q_{AP} = q_{BP}$ e' la stessa in ogni punto, ma a noi interessa la condiz. dinamica

in transitorio → $q_{AP} \neq q_{BP}$ (densità di vapore variabile)

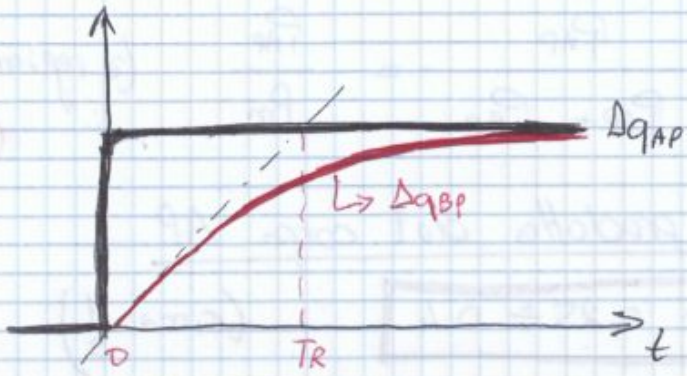
ciò ci porta ad interessarci di cosa succede in RH a causa dell'accumulo di vapore dovuto al transitorio.

$P_m = P_{AP} + P_{BP}$ dove. P_m = potenza meccanica prodotta.

$P_{AP} = h_{AP} \cdot q_{AP}$

$P_{BP} = h_{BP} \cdot q_{BP}$

con h = entalpia specifica [J/kg]



transitorio:

$q_{AP} > q_{BP}$

$\Rightarrow$ si accumula vapore nel RH.

il transitorio si estingue in $(4 \div 5)\, T_R \simeq 60$ secondi

$$\Delta P_m = \Delta P_{AP} + \Delta P_{BP} = h_{AP} \cdot \Delta q_{AP} + h_{BP} \cdot \Delta q_{BP}$$

con $\Delta q_{BP} = \dfrac{\Delta q_{AP}}{1 + sT_R}$ $\quad = \left(h_{AP} + h_{BP} \dfrac{\Delta q_{BP}}{\Delta q_{AP}}\right) \Delta q_{AP}$

$\Delta q_{AP} = k \Delta A$

$$\Rightarrow \Delta P_m = \left(h_{AP} + \frac{h_{BP}}{1 + sT_R}\right) k \Delta A$$

e quindi

$$G_T = \frac{\Delta P_m}{\Delta A} = k \cdot \frac{h_{AP} + h_{BP} + sT_R h_{AP}}{1 + sT_R}$$

$$\boxed{k_T = k\,(h_{AP} + h_{BP})}$$

$$G_T = \underbrace{k\,(h_{AP} + h_{BP})}_{k_T} \frac{1 + s \overbrace{\dfrac{h_{AP}}{h_{AP} + h_{BP}}}^{\alpha} T_R}{1 + sT_R}$$

$$\boxed{\frac{h_{AP}}{h_{AP} + h_{BP}} = \alpha}$$

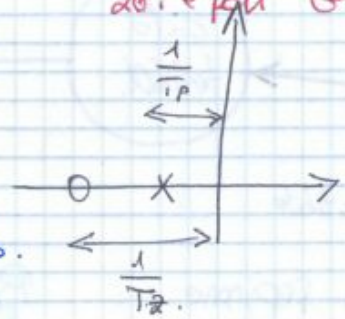
$$\boxed{G_T = k_T \cdot \frac{1 + s\alpha T_R}{1 + sT_R}}$$

con $k_T = G_T(s=0) = G_T(t \to \infty)$ guadagno statico di turbina (ossia a regime)

a regime: $\Delta P_m = k_T \Delta A$

$$\boxed{\alpha = \frac{h_{AP}}{h_{AP} + h_{BP}} < 1}$$

zeri e poli $G_T(s)$



$\rightarrow T_{zero} = \alpha T_R < T_{polo} = T_R$

cioè il polo è molto vicino all'origine dello zero.

a regime $q_{AP} = q_{BP} = q$.

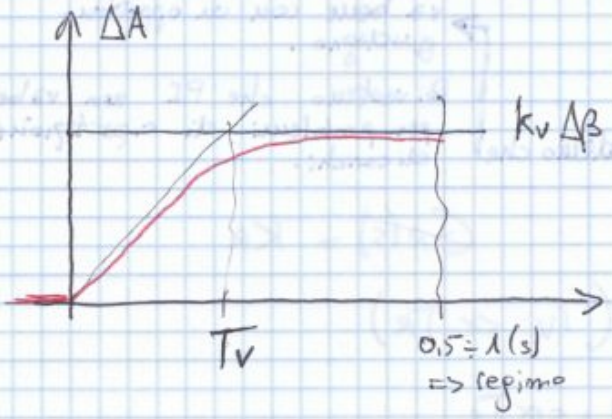
P_c varia lentamente, a noi non interessa, ci interessa invece che P_m vari velocemente, cosa che effettivamente accade (non ci interessa che il ciclo Termodinamico reagisca o meno subito (ΔP_c))

▶ Sistema di comando delle valvole. 28-5-13 (2)

$$\Delta\beta \rightarrow \boxed{G_v} \rightarrow \Delta A \qquad G_v(s) = \frac{K_v}{1+sT_v}$$

K_v: guadagno statico.

T_v: cost di tempo comando valvole. (2 ord. di grandezza < a T_R)



$\Delta\beta > 0$ a gradino.

$T_v \simeq 0.1 \div 0,3$ sec <<< T_R

Pertanto è come se fosse un gradino nella scala tempi della turbina

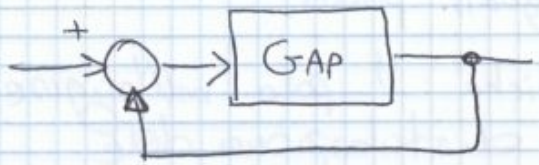
BP ($\simeq 60$ sec)

▶ Regolatore di velocità

Prestazioni anello di controllo:

- precisione: errori "piccoli" a regime;
- stabile
- velocità di risposta.

* Stabilità: $\tau > 0 \Rightarrow e^{-t/\tau} \rightarrow 0$



poli di $G_{AP} = K_R K_V K_T \frac{1+s\alpha T_R}{1+sT_R} \frac{1}{sM+E_c}$

↳ fdt anello aperto.

poli anello chiuso al variare di $K_{AP} = G_{AP}(s=0) =$

$$K_{AP} = G_{AP}(s=0) = K_R \cdot \frac{K_V K_T}{E_c}$$ → cost

è l'unico che posso variare

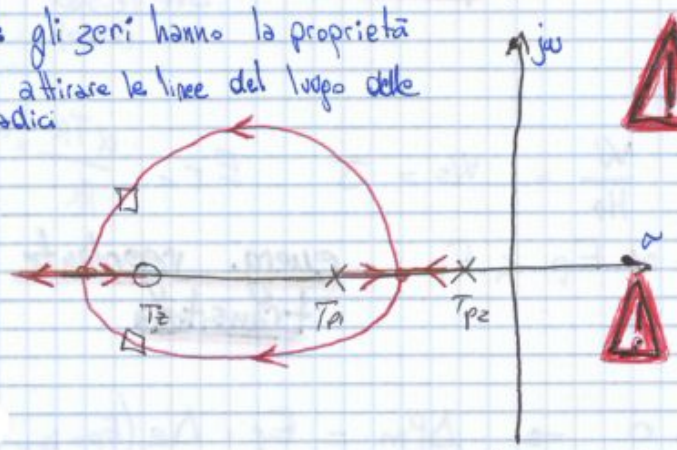
- Poli anello aperto:

$T_{P1} = T_R$; $T_{P2} = \frac{M}{E_c}$ in assenza di carico rotante ($E_c \to 0$); $T_{P2} \to \infty$ (polo finisce nell'origine.

- Zeri:

$T_Z = \alpha T_R < T_R = T_{P1}$.

N.B: gli zeri hanno la proprietà di attirare le linee del luogo delle radici



⚠ $K_{AP} \to 0$ ($K_R \to 0$)

⇒ poli a. chiuso ≡ poli a.a.

$K_{AP} \to \infty$ ($K_R \to \infty$)

⇒ poli a.c ≡ zeri a.a.

□: posizione poli a.chiuso con K_R adeguato in termini di precisione.

il modello è molto semplificato, ignoriamo la dinamica delle valvole, il modello delle turbine è anch'esso semplificato.

Nella realtà ci sono molti altri poli con τ piccole (ossia sono molto a sinistra)

Quindi tirando su col guadagno vado a sinistra e allora non posso più ignorare gli altri poli, (98)

prima qua

$\Delta f_{rif} = 0 \Rightarrow$ a regime $\Rightarrow \Delta P_m = E_p(\Delta f_{rif} - \Delta f)$

↑ immagino di non toccare la velocità:

$= -E_p \Delta f$

$E_p = \frac{P_n}{f_0 b_p}$; $\frac{\Delta P_m}{P_n} = -\frac{1}{b_p} \cdot \frac{\Delta f}{f_0}$

b_p è visto come rapporto di variazioni relative

ossia $b_p = -\frac{\Delta f / f_0}{\Delta P_m / P_n}$

Quindi con: $f_0 = 50\,Hz$

$\Delta f = -1\,Hz$ $\left(\frac{\Delta f}{f_0} = -0{,}02\right)$

$b_p = 0{,}05$.

(ciò è dovuto ai valori dei guadagni degli anelli)

$\Rightarrow \Delta P_m = \frac{20}{50} P_n = 0{,}4\, P_n$. ossia $\frac{\Delta P_m}{P_n} = -\frac{\Delta f / f_0}{b_p} = \frac{0{,}02}{0{,}05}$

statismo transitorio:

$$\boxed{b_T \triangleq \frac{P_n}{f_0 E_T}}$$

inoltre

$$\frac{b_T}{b_p} = \frac{E_p}{E_T} = \frac{1}{\alpha} \gg 1$$

Valori tipici $b_T \simeq (3 \div 5)\, b_p$ $b_T \simeq 0{,}15 \div 0{,}25$.

Variazione a gradino degli ingressi

ΔP_L è visto come un disturbo.

$\Delta f_{RIF} = 0$ → è non è quello di fornire f in uscita prossima a qualunque valore fornito in ingresso come riferimento f

ΔP_L → Lo scopo dell'anello di controllo è quella di rispondere alle variazioni di carico!

- Variazioni di carico a gradino ΔP_L $(\Delta f_{rif} = 0)$

Comportamento a regime: $\Delta P_m = \Delta P_e$.

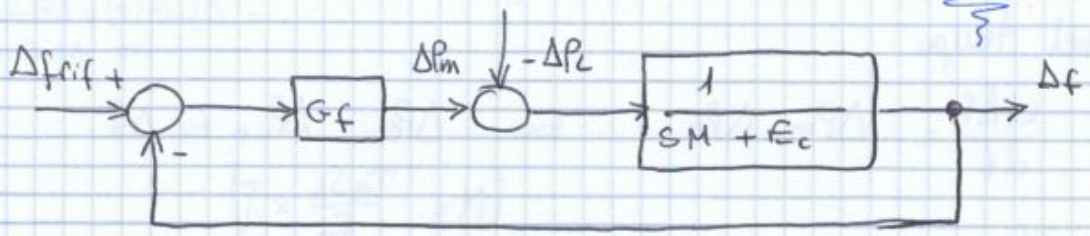
$\Delta P_e = \Delta P_L + E_c \Delta f$ variazioni assorbimento carico rotante.

lampadina accesa.

$\Delta P_m = E_p(\underbrace{\Delta f_{rif}}_{=0} - \Delta f) = -E_p \Delta f$. espressa guardando l'anello a regime

$\Rightarrow -E_p \Delta f = \Delta P_L + E_c \Delta f \longrightarrow (\Delta P_m = \Delta P_e)$ da:

31/05/2013 lezione 26 riepilogo:



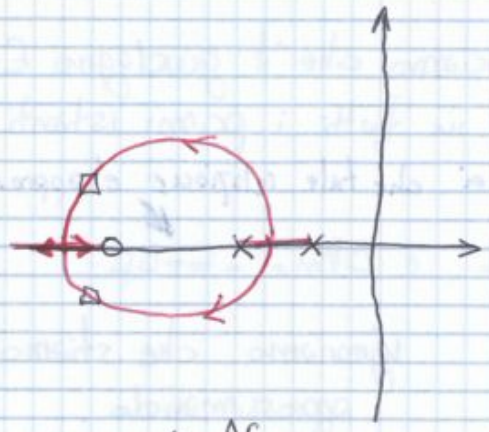
$$G_f = G_R G_V G_T = E_p \cdot \frac{1+sT_z}{1+sT_p}$$

situazione: (studio $\frac{\Delta f}{\Delta P_L}$)

$\begin{cases} \Delta P_L \text{ a gradino} \\ \Delta f_{rif} = 0 \end{cases} \Rightarrow$ regime $(t \to \infty)$

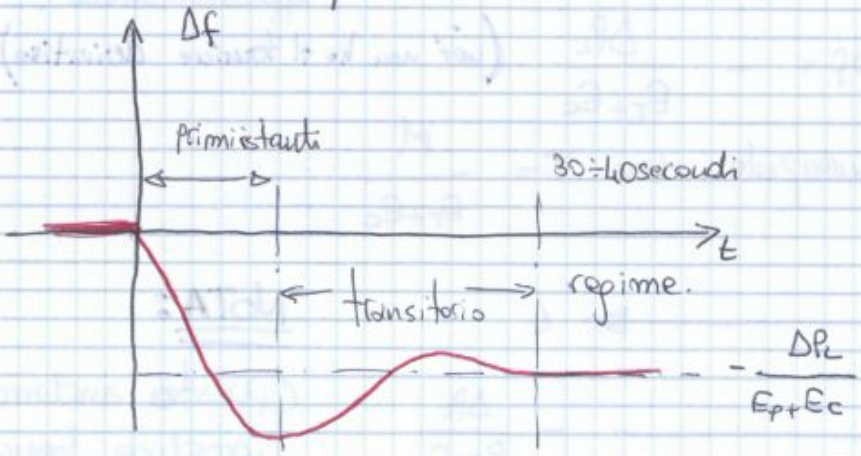
$$\Delta f = -\frac{\Delta P_L}{E_p + E_c}, \quad \Delta P_e \overset{\text{a regime.}}{=} \Delta P_m = \frac{E_p}{E_p+E_c}\Delta P_L$$

$(= -E_p \cdot \Delta f)$



□: poli anello chiuso, sono ben smorzati

$\Delta f(t=0^+) = 0$ ossia $\lim_{t\to 0^+} \Delta f = 0$



$\Delta P_L \geq 0$
a gradino in $t=0$
ho oscillazione molto ben smorzata.

Studio del transitorio di Δf.

$t \to 0^+ \iff s \to \infty$

$$\lim_{s\to\infty} G_f = E_p \frac{T_z}{T_p} = E_T$$ energia regolante transitoria

$\left(E_T < E_p ; \quad E_T = \alpha E_p ; \quad \alpha = \frac{T_z}{T_p} \right.$ con

α = quota di potenza prodotta dal corpo Apressione

$$\left(\frac{d\Delta f}{dt}\right)_{0^+} = \frac{\Delta P_m(0^+) - \Delta P_e(0^+)}{M} = -\frac{\Delta P_L}{M}$$

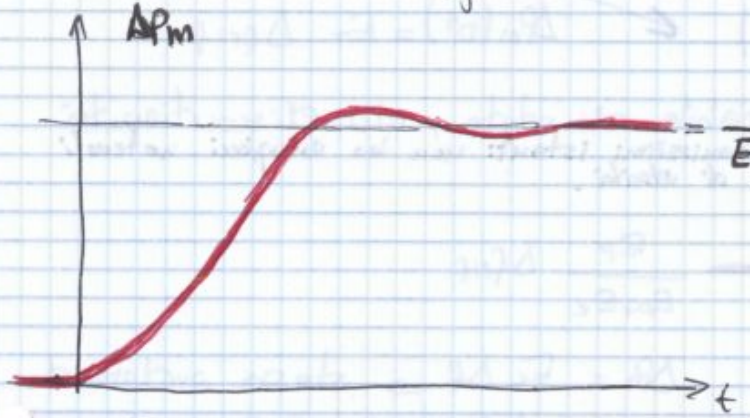
inizialmente la frequenza decresce (se $\Delta P_L > 0$) linearmente con derivata $-\frac{\Delta P_L}{M}$. Scendendo la frequenza, si crea un errore in ingresso al regolatore, che comanda un aumento dell'apertura delle valvole. La turbina AP reagisce immediatamente, pertanto la frequenza continua a decrescere "meno" che linearmente per via della turbina AP che cerca di correggere l'errore.

$$\frac{d\Delta f}{dt} = \frac{\Delta P_m - \Delta P_e}{M} \simeq \frac{-E_T\Delta f - \Delta P_L - E_c\Delta f}{M}$$

il valore assoluto della derivata diminuisce.

Dopo i primi istanti entra in gioco la turbina BP, per cui il modello cambia, ossia abbiamo l'oscillazione che porta al valore di regime in circa 30÷40 secondi.

Interviene la dinamica del risurriscaldatore.



$\Delta P_m = -E_T\Delta f$.

Primi istanti:

Δf lineare $\Rightarrow$ ΔP_m lineare.

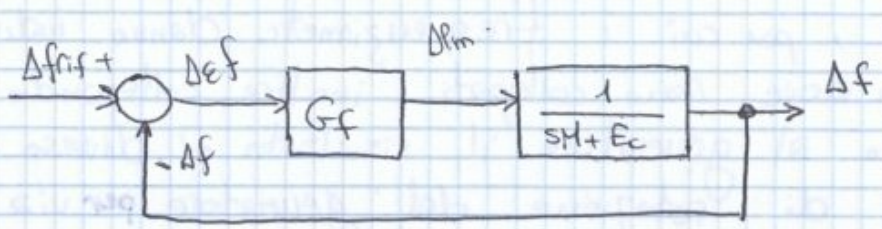
differenza dovuta all'assorbimento del carico rotante.

$\boxed{\text{NOTA}}$: nel nostro caso $\Delta f < 0$, $\Delta P_L > 0$, per cui $E_c\Delta f < 0$, vale comunque che:

$$\Delta P_e = \Delta P_L + E_c\Delta f.$$

$$\Delta P_e(0^+) = \Delta P_L \qquad \Delta P_e = \Delta P_L + E_c\Delta f.$$

se $E_c = 0$ (No carico rotante) $\Rightarrow$ $\Delta P_e = \Delta P_L$.



$$M \frac{d\Delta f}{dt} = \Delta P_m - \Delta P_e$$

$\Delta P_e = 0$

$\Delta P_m = E_T \Delta f_{rif} > 0$

con ΔP_e nullo, ΔP_m e' positivo
=> cioe' il termine Δf varia => quindi aumenta la potenza assorbita dal carico rotante.

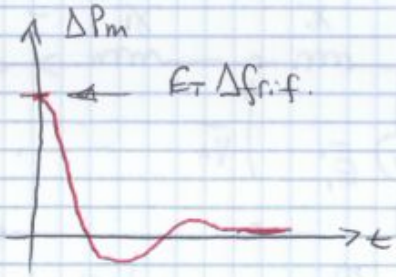
OSS: a regime troviamo $\begin{cases} \Delta f \neq \Delta f_{rif} & \text{errore permanente} \\ \Delta P_m = \Delta P_e \neq 0 \end{cases}$

a regime:

$E_c = 0$ (No carico rotante)

$\Delta f = \Delta f_{rif}$ errore nullo.

$\Delta P_m = \Delta P_e = 0$



a regime ho $\Delta P_m = \frac{E_T \cdot E_c}{E_p + E_c} \Delta f_{rif}$

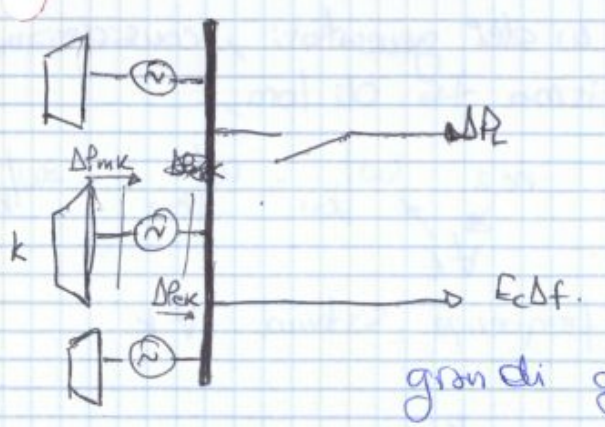
fine generatori in isola.

Semplice per le ipotesi fatte:
- regolatore proporzionale
- T_v trascurabile < T_R.

▶ Sistemi a più generatori in parallelo:

→ Regolazione primaria della frequenza: perché utilizza lo stesso anello di prima (sistema con N generatori)

Rete, carico: stessi modelli precedenti



$\Delta P_e = \Delta P_L + E_c \Delta f$. (1:00:00)

Quando ci sono molti generatori, non tutti lavorano con l'anello di velocità attivo ma solo con un regolatore di velocità. Noi consideriamo: N grandi generatori, di cui n con regolatore di velocità attivo. Per comodità scegliamo i primi n, ossia $k = 1, \ldots, n$. Gli altri $N-n$ operano a potenza meccanica costante, $k = n+1, \ldots, N$

Problema in transitorio: vari generatori possono ruotare.

grazie alla nostra ipotesi precedente.

$$G_{fk} = E_{pk} \cdot \frac{1+sT_{zk}}{1+sT_{pk}} \qquad E_{Tk} = E_{pk} \cdot \frac{T_{zk}}{T_{pk}}$$

$$G_f = G_R \cdot G_V \, G_T$$

zero e polo:

- turbina a vapore: T_z e T_p dovuti a G_T
  $G_R = k_R$ (proporzionale).
- turbine a gas } $G_T \approx k_T$ poiché molto veloci a rispondere
- turbine idrauliche }

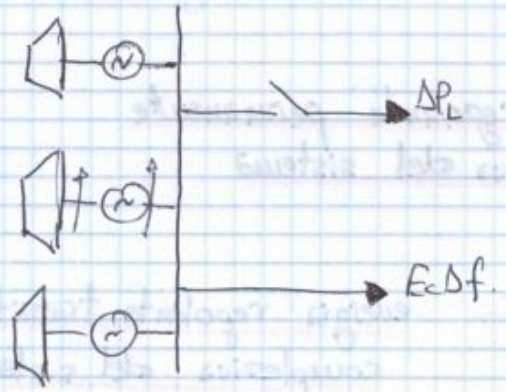
polo e zero invece sono introdotti da: T_z e T_p dovuti a G_R.

Questo poiché tutti i tipi di turbine devono avere G_f simile, hanno sempre zero e polo ma dovuti o alle turbine (se a vapore) o al regolatore (gas / idrauliche)

⚠ $G_f(s)$ con zero e polo quindi rappresenta il modello dinamico di qualunque Motore Primo

04/06/2013 lezione 24

N generatori, di cui
* $n \leq N$ partecipano alla regolazione primaria, ossia hanno regolatore di velocità attivo.
* $N-n$ potenza costante ($\Delta P_{mk} = 0$)



$$\Delta P_e = \Delta P_L + E_c \Delta f.$$

$$\omega_k = \omega(t) = 2\pi f(t) \quad \forall k.$$

Per gli n con regolatore di velocità

$$\Delta P_{mk} = G_{fk} (\Delta f_{k\,rif} - \Delta f)$$

$$G_{fk} = E_{pk} \cdot \frac{1+sT_{zk}}{1+sT_{pk}}$$

▶ Modello Aggregato: (analogo al gen. isolato)

sincronismo generatori => No f_k

$$M_k \cdot \frac{d\Delta f}{dt} = \Delta P_{mk} - \Delta P_{ek} \qquad M_k = \frac{T_{ak} \cdot P_{Nk}}{f_0}$$

$$\underbrace{\frac{d\Delta f}{dt}}_{=\text{cost con } k} \sum_{k=1}^{N} M_k = \sum_{k=1}^{N} \Delta P_{mk} - \sum_{k=1}^{N} \Delta P_{ek}$$

Per fare ciò abbiamo ipotizzato che $\omega_k(t)$ e' uguale in tutti i generatori e che il riferimento di frequenza sia lo stesso. ⇒ due ipotesi fondamentali: (sincronismo + stesso riferim. $\Delta f_{rif\,k}$)

Risposta a ΔP_L $\left(\Delta f_{k\,rif} = \Delta f_{rif} = 0 \quad \forall k = 1, \dots, n \right)$

$$G_N = -\left(\frac{\Delta f}{\Delta P_L}\right)_{\Delta f_{rif}=0}$$

con $G_N = \dfrac{1}{sM + G_f + E_c}$ (f.d.t a.chiusa)

$$G_N(0) = \frac{1}{E_p + E_c} \qquad \left(G_f(0) = E_p \right)$$

- Risposta a $\Delta P_L > 0$ a gradino

1] $s \to 0$ $\quad t \to \infty$ (a regime)

$$\Delta f = -\frac{\Delta P_L}{E_p + E_c} \qquad E_p = \sum_{k=1}^{n} E_{pk}$$

$\Delta P_m = -E_p \Delta f = \Delta P_e = \Delta P_L + E_c \Delta f$

$\Delta P_m = \Delta P_e$ (a regime)

$$\Delta P_m = -E_p \Delta f = \frac{E_p}{E_p + E_c} \Delta P_L$$

Ripartizione a regime

$$\Delta P_{mk} = \Delta P_{ek} = 0 \qquad k = n+1, \dots, N$$

$$\Delta P_{mk} = \Delta P_{ek} = -E_{pk} \Delta f \qquad k = 1, \dots, n$$

$$\Delta P_{m\,k} = \frac{E_{pk}}{E_p + E_c} \Delta P_L = \frac{E_{pk}}{E_p} \Delta P_m = \Delta P_{e\,k}$$

per cui $\Delta P_{mk} = \Delta P_{ek} \propto E_{pk}$ a regime

usando lo statismo permanente ⇒

$$b_{pk} = \frac{P_{Nk}}{E_{pk} f_0} \Rightarrow E_{pk} = \frac{P_{Nk}}{b_{pk} f_0}$$

ipotesi: $b_{pk} = b_p \quad \forall k$ → se lo statismo è uguale per tutti, ho $\Delta P_{mk} \propto$ taglia × rapporto costanti tempo.

$$\Rightarrow \Delta P_{mk} \propto P_{Nk} \frac{T_{zk}}{T_{pk}} \quad \text{se} \quad \left.\begin{matrix} T_{zk} = T_z \\ T_{pk} = T_p \end{matrix}\right\} \forall k$$

$$\Rightarrow \Delta P_{mk} \propto P_{Nk} \quad \xrightarrow{+} \boxed{} \longrightarrow \Delta P_{mk}$$

$\Delta f = f - \Delta f$, $= 0$

$\Rightarrow \Delta P_{mk} \propto P_{Nk}$ $\qquad \sum G_{fk} = G_f$: transitorio $\Rightarrow E_{Tk} \longrightarrow E_{pk}$

$\Delta P_{mk} = - G_{fk} \Delta f$. $\qquad$ il rapporto delle potenze mecc. $\frac{\Delta P_{mk}}{\Delta P_m}$ coincide col rapporto dei due guadagni.

$$\Delta P_m = - G_f \Delta f \Rightarrow \Delta P_{mk} = \frac{G_{fk}}{G_f} \Delta P_m.$$

ma se $\left.\begin{matrix} T_{pk} = T_p \\ T_{zk} = T_z \end{matrix}\right\} \forall k = 1, \dots, n$

$$G_f = \sum_{k=1}^{n} G_{fk} = E_p \frac{1 + sT_z}{1 + sT_p}$$

Equivalenza completa col generatore in isola del sistema di generatori

Ripartizione:

$$\frac{G_{fk}}{G_f} = \frac{E_{pk}}{E_p} \Rightarrow \Delta P_{mk} \overset{(\alpha)}{=} \frac{E_{pk}}{E_p} \Delta P_m \Rightarrow$$

se $E_{ck} \ll E_p$

vale se $\left\{\begin{matrix} T_{zk} = T_z \\ T_{pk} = T_p \end{matrix}\right. \forall k$

$\Delta P_{mk} \propto E_{pk}$ $\forall$ istante del transitorio!

Inoltre, se $b_{pk} = b_p \quad \forall k$

$$\boxed{\Delta P_{mk} \propto P_{nk}} \qquad \boxed{\Delta P_{ek} \propto P_{nk}}$$

Per questo motivo si introduce un ritardo sulle turbine idrauliche, per far sì che assomiglino alle turbine a vapore ed avere così una buona ripartizione primaria.

Se non fosse così le turbine idrauliche si farebbero carico di molta più potenza di quanto poi eroghere bbero a regime.

$$\ldots - \sum_{\substack{k=1\\k\neq i}} E_{pk}\,\Delta f$$

$$\Delta P_m = E_{pi}\,\Delta f_{rif_i} - \overbrace{\left[\sum_{k=1}^{n} E_{pk}\right]}^{=E_p}\Delta f$$

$$\Rightarrow \Delta P_m = \Delta P_e = E_{pi}\,\Delta f_{rif_i} - E_p\,\Delta f = \overbrace{\Delta P_L}^{=0 \text{ per ipotesi}} + E_c\,\Delta f$$

$$\Rightarrow \Delta f = \frac{E_{pi}}{E_p + E_c}\,\Delta f_{rif_i} \qquad \text{con } \Delta P_{mi} = E_{pi}\left(\Delta f_{rif_i} - \Delta f\right)$$

$$\Delta P_{mi} = \Delta P_{ei} = E_{pi}\,\frac{E_p + E_c - E_{pi}}{E_p + E_c}\,\Delta f_{rif_i}$$

$$\Delta P_{mk} = \Delta P_{ek} = -E_{pk}\,\frac{E_{pi}}{E_p + E_c}\,\Delta f_{rif} \qquad k \neq i$$

se $E_{pi} \ll E_p$ (molti generatori)

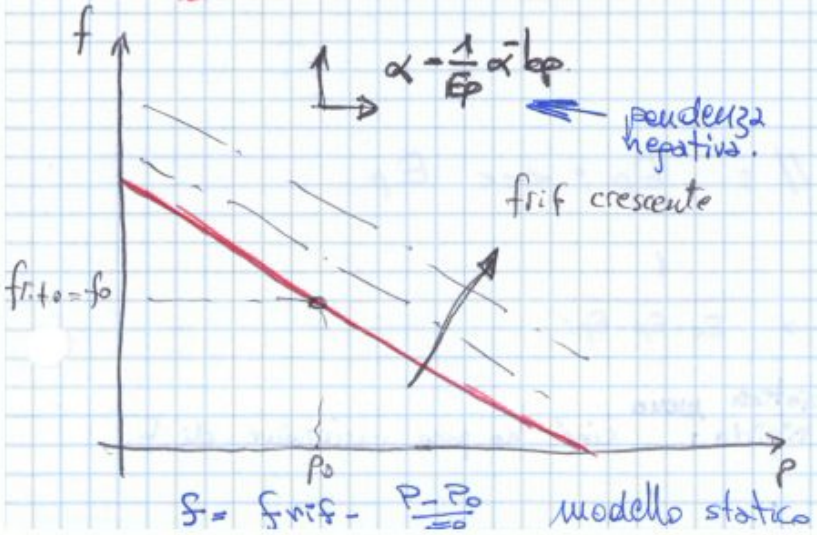
$$\Rightarrow \Delta f \ll \Delta f_{rif_i}, \qquad \Delta f \simeq 0$$

$$\Delta P_{mi} = \Delta P_{ei} \simeq E_{pi}\,\Delta f_{rif_i}$$

$$\Delta P_{mk} \simeq -\frac{E_{pk}}{E_p + E_c}\,\Delta P_{mi}\ ; \quad |\Delta P_{mk}| \ll |\Delta P_{mi}|$$

Quindi la frequenza di rete non cambia, cambia ΔP_{mi}; mentre gli altri generatori si ripartiscono la ΔP_m: (con segno cambiato) in modo proporzionale alla loro E_p.

Caratteristica statica $\Rightarrow$ $(f \div P)$



$$f = f_{rif} - \frac{P - P_0}{=0} \quad \text{modello statico}$$

$$\Delta P = E_p\left(\Delta f_{rif} - \Delta f\right) = \Delta P_m = \Delta P_e$$

punto di funzionamento

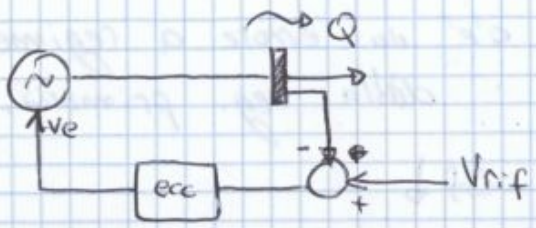
$f_0 = f_{rif_0}$, P_0

Sostituisco le variazioni con

$\Delta f_{rif} = f_{rif} - f_{rif_0}$

$\Delta f = f - f_0$; $\Delta P = P - P_0$

▸ Analogia con V/Q.



nel funzionam. isolato:

il generatore decide V, mentre Q è decisa dal carico. Analogamente nella regolazione primaria P è deciso dal carico mentre il generatore decide f.

Generatore in // con SE:

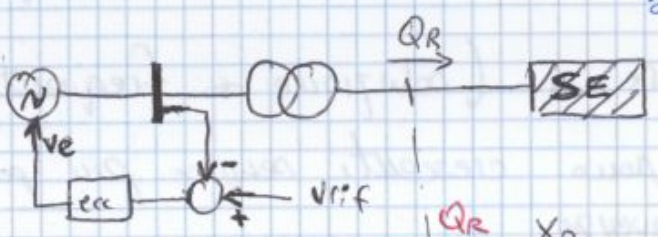
siccome il regolatore di tensione ha guadagno alto possiamo porre $E_V \cong 0$

$V_G = V_{G\,RIF}$

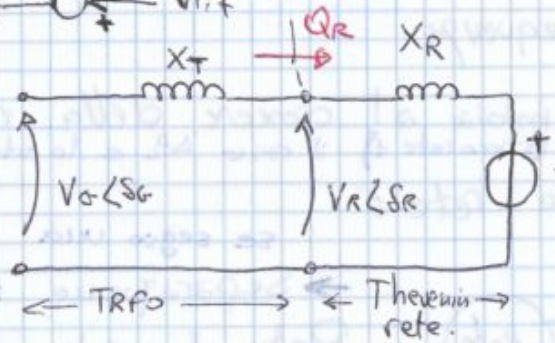
se $X_R = 0$, $V_R = E_R$.

$\Delta V_{G\,RIF} \neq 0 \longrightarrow \Delta V_R$

$Q_R \simeq \frac{V_R}{X_T}(V_G - V_R)$ cambia la Q_R



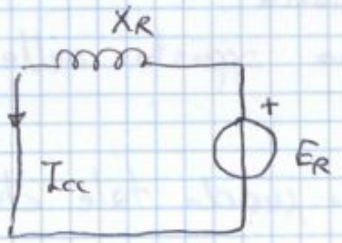
se vario V_G cambia la Q_R



▸ Se X_R è piccolo rispetto a X_T capita lo stesso

Quindi, per $X_R <<< X_T$

ignoriamo le differenze tra $V_{N\,tra}$ e $E_{R\,cstd}$.



$I_{cc} = \frac{E_R}{X_R} = \frac{V_N}{\sqrt{3}X_R}$ $\quad E_R = \frac{V_N}{\sqrt{3}}$ $(c=1)$

$S_{cc} = \sqrt{3}V_N \cdot I_{cc} = \frac{V_N^2}{X_R} \Rightarrow$

$X_R = \frac{V_N^2}{S_{cc}}$

dire che X_R è piccola ≡ avere S_{cc} grande.

$X_T = \frac{V_{cc}\%}{100} \cdot \frac{V_N^2}{S_N}$; $\frac{X_T}{X_R} \propto \frac{S_{cc}}{S_N} >>> 1$.

Regolazione secondaria della potenza

(la primaria era reg. di frequenza)

Perché esiste?

5/06/2013 lezione 28

per aumentare E_p si aumenta $n\uparrow$ ma non si tocca il $b_p\downarrow$ →

→ Cerchiamo di capire perché non si abbassa b_p?

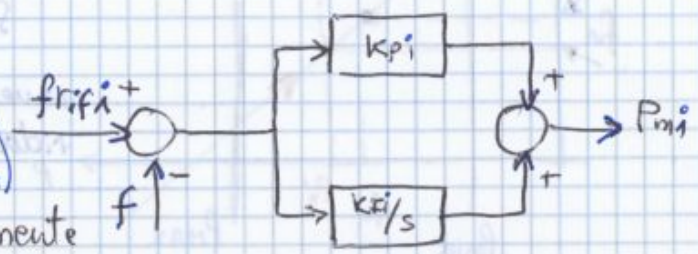
2 generatori (situazione con $n = 2$ generatori)

$G_f = K_p + \frac{K_I}{s}$ c'è un polo nell'origine.

$\lim_{s \to 0} G_f(s) = \infty = E_p$

$f_{rif1} \neq f_{rif2}$ (ho diversi riferim. nel mondo reale)

mentre f = la stessa, ovviamente



I riferimenti di velocità sono dovuti ad errori dei tachimetri e/o errori di impostazione o modellizzazione, quindi una situazione reale (idealmente $f_{rif1} = f_{rif2}$)

Ipotesi: $\boxed{f_{rif1} = f \quad , \quad f_{rif2} > f_{rif1}}$ allora:

$f_{rif2} - f = f_{rif2} - f_{rif1} > 0 \Rightarrow P_{m2}\uparrow$ fino a $P_{m2}(max)$

Ipotesi: $\boxed{f = f_{rif2} > f_{rif1}}$

$f_{rif1} - f = f_{rif1} - f_{rif2} < 0 \Rightarrow P_{m1}\downarrow$ fino a $P_{m1}(min)$

Quindi con il guadagno integrale ci sarà un regolatore che prevale sugli altri.

Pertanto la ripartizione sarà pressoché indeterminata.

Tornando al nostro problema:

$$\Delta P_m = E_p(\Delta f_{rif} - \Delta f)$$

$$\Delta P_m = \underbrace{E_p \Delta f_{rif}}_{\text{differenza dovuta agli errori}} - \underbrace{E_p \Delta f}_{\text{risposta alle differenze di velocità}}$$

differenza dovuta agli errori, il prodotto può essere significativo per E_p elevato ⇒ ⚠ E_p non può essere troppo elevato.

(32:30) Stesso comportamento di G_f, ΔP_s e' ottenuto tramite azione sulla valvola!

avremo quindi: $\Delta P_m = \underbrace{\Delta P_e}_{\text{rep. primaria}} + \underbrace{\Delta P_s}_{\text{rep. secondaria}}$

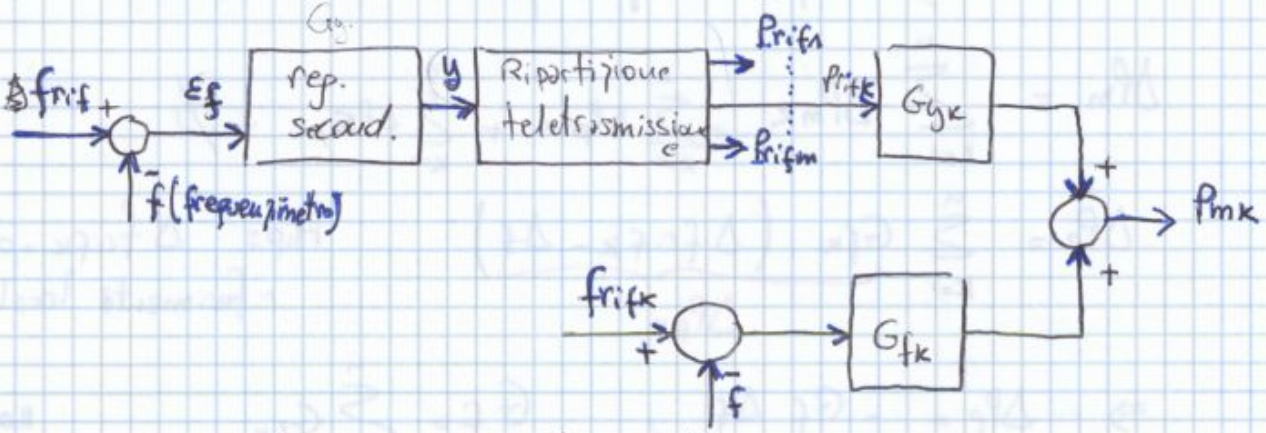
Guadagno statico: $G_y(0) = 1$ a regime ho:

$$\Delta P_m = E_p(\Delta f_{rif} - \Delta f) + \Delta P_{rif}$$

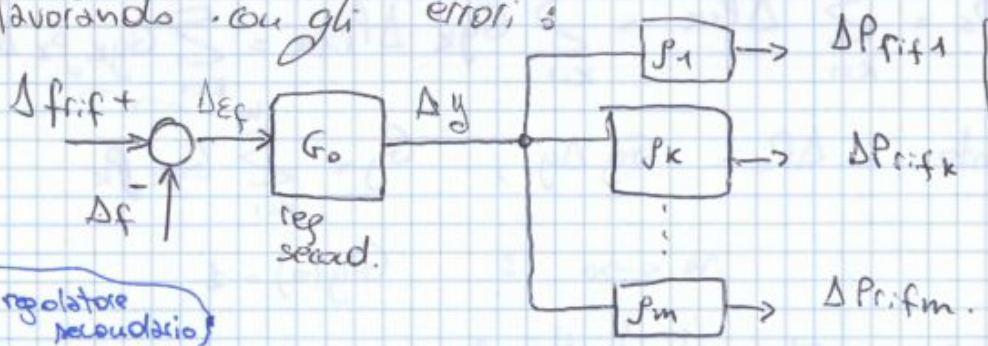
$$= \underbrace{E_p \Delta f_{rif}}_{\Delta \text{ r.f. locale velocità}} + \underbrace{\Delta P_{rif}}_{\text{richiesta regolazione secondaria}} - \underbrace{E_p \Delta f}_{\text{retroazione velocità}}$$

ΔP_{rif} → Δ rif. reg. second.

▶ Schema anello reg. secondaria:



m generatori soggetti alla regolazione secondaria, lavorando con gli errori:



ρ_i = coefficiente di partizione

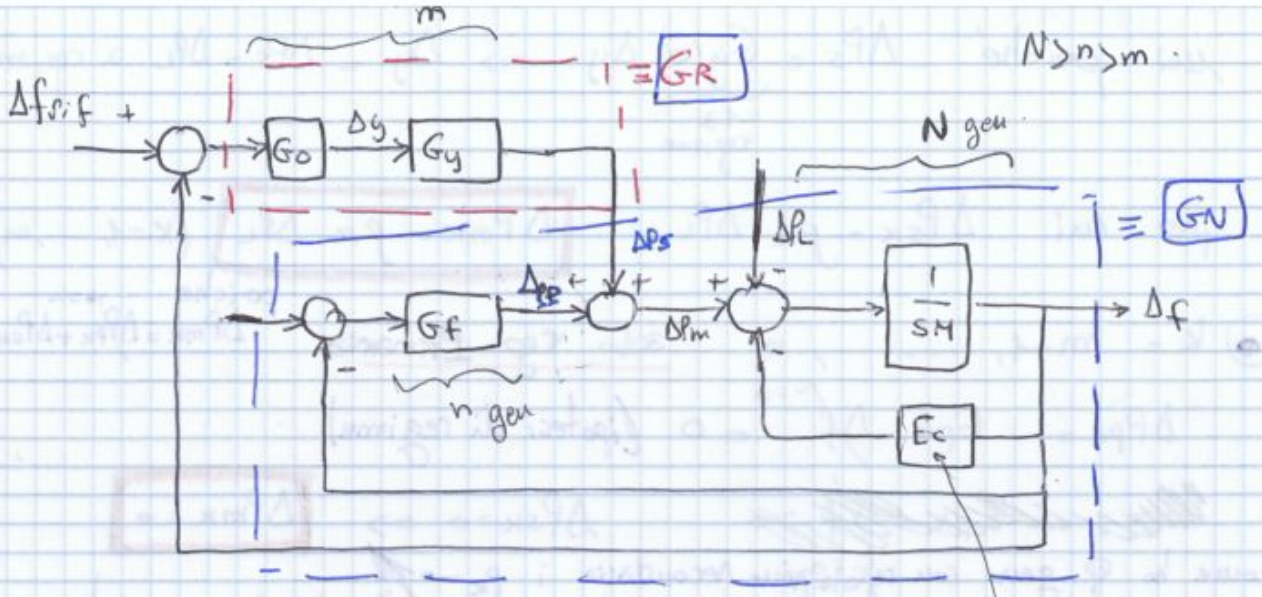
G_0 = fdt regolatore secondario

$\Delta P_{rifk} = \rho_y \Delta y$ → valore di $\bar{s}$ richiesta dal regol. second. (complessivamente)

$\rho_k \geq 0$; $\sum_{k=1}^{m} \rho_k = 1$. ovviamente ho ➡

➡ $G_0(s)$ → polo nell'origine. (No errore a regime)

$N > n > m$

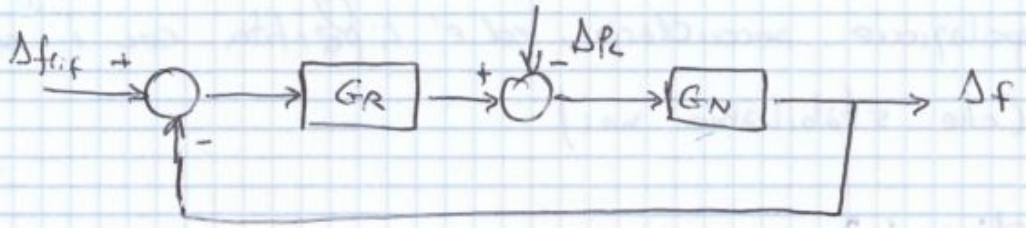


energia carico rotante ...

$$G_R = G_o \cdot G_y \quad , \quad G_o = \frac{k_o}{s}$$

$$G_N = \frac{1}{sM + G_f + E_c} = -\left(\frac{\Delta f}{\Delta P_L}\right)_{\Delta P_s = 0}$$

$\boxed{5\text{-}6\text{-}13 \quad (3)}$



▸ Risposta a ΔP_L $\quad (\Delta f_{rif} = 0)$

1] <u>a regime</u> $\quad \underbrace{\Delta f_{rif} - \Delta f = 0}_{\text{ingresso reg. secondario}}$ $\quad$ ma $\Delta f_{rif} = 0$ x ipotesi (a regime non tocca il riferim. di frequenza)

$\Rightarrow \Delta f = 0$ (e' lo scopo della regolazione secondaria)

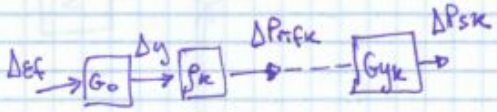
$\Delta P_m = \Delta P_e = \Delta P_L + E_c \underbrace{\Delta f}_{=0}$ ← scritta guardando verso il carico.

scritta guardando verso i generatori → $\Delta P_m = \underbrace{\Delta P_p}_{=0} + \Delta P_s$ poiché $\Delta P_p = -E_p \Delta f = 0$ ←

$\Delta P_s = \Delta P_L = \Delta P_m - \Delta P_e$ a regime.

Per ogni singolo generatore reg P+S

$k = 1, \dots, m$

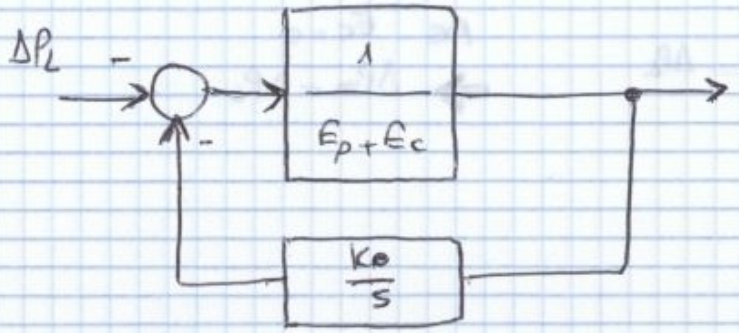


$\Delta P_{pk} = -E_{pk} \Delta f = 0$

$\Delta P_{sk} = \underset{\text{(regime)}}{G_{yk}(0)} \cdot \Delta P_{rifk} = G_{yk}(0) \cdot \rho_k \Delta y$

siccome $\sum \rho_k = 1$. $\quad$ coefficiente di partizione. →

ΔP_L a gradino, $\Delta f_{rif} = 0$



$$\frac{\Delta f}{\Delta P_L} = -\frac{1}{E_p + E_c + \frac{K_0}{s}}$$

$$\frac{\Delta f}{\Delta P_L} = -\frac{s}{K_0 + s(E_p + E_c)}$$

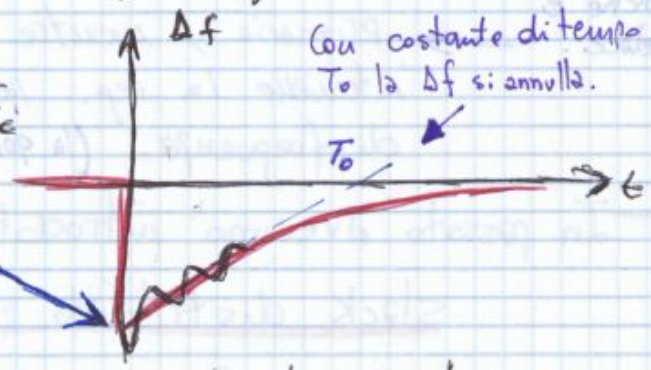
zero in $s=0$

polo in $T_0 = \frac{E_p + E_c}{K_0}$.

Per disegnare gli andamenti bisogna occuparsi di quello che capita per $t \to 0^+$ $(s \to \infty)$

$$\lim_{s \to \infty} \left(\frac{\Delta f}{\Delta P_L} \right) = -\frac{1}{E_p + E_c}$$

$$\Delta f(t=0^+) = -\frac{\Delta P_L}{E_p + E_c}$$



con costante di tempo T_0 la Δf si annulla.

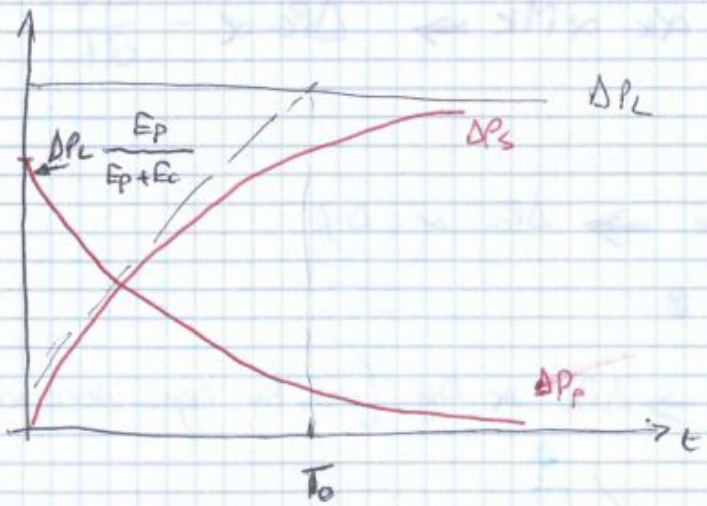
In realtà non abbiamo una discontinuità in $t=0$ ma un transitorio dovuto alla regolazione primaria

(oscillazioni: effetto prim + sec in transitorio)

$\Delta P_p = -E_p \, \Delta f$ $\qquad \Delta P_p(0^+) = \Delta P_L \frac{E_p}{E_p + E_c}$

sostituendo dentro con l'espressione di $\Delta f = -\frac{\Delta P_L}{E_p + E_c}$!!!

$\Delta P_s(0^+) = 0$



Nota

$$\boxed{T_0 = \frac{E_p + E_c}{K_0}} \Rightarrow K_0 = \frac{E_p + E_c}{T_0}$$ determiniamo K_0

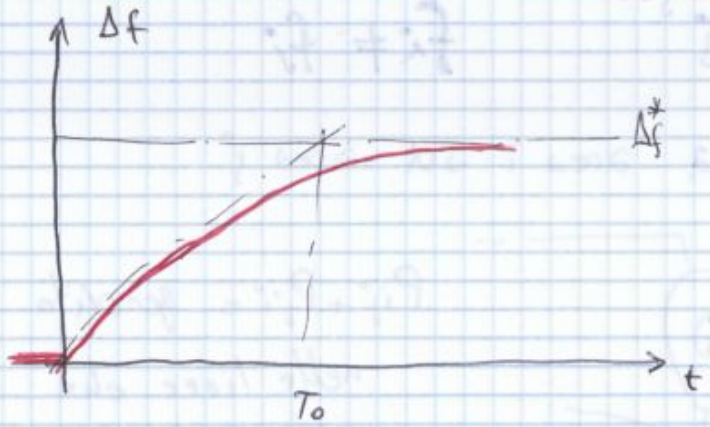
$T_0 \simeq 50 \div 100$ sec (valore tipico)

▶ Risposta a Δf_{rif} ($\Delta P_L = 0$) Considero le variazioni di f. di riferimento.

$\Delta f = \Delta f_{rif}$ → errore nullo a regime. (guadagno statico unitario)

$$\Delta f(0^+) = 0 \qquad \frac{\Delta f}{\Delta f_{rif}} = \frac{1}{1 + (E_p + E_c)\frac{s}{K_0}} = \frac{1}{1 + sT_0}$$

$s \to \infty$

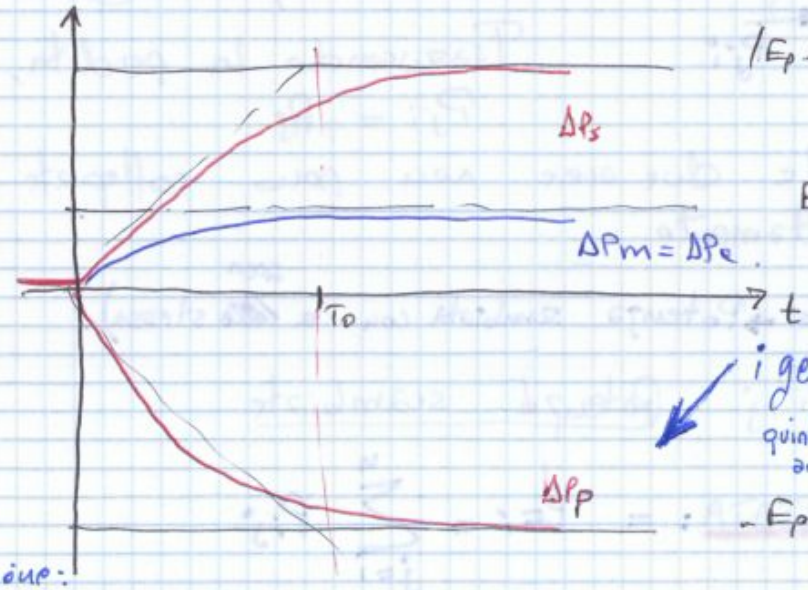


$\Delta P_p = -E_p \Delta f$

$\Delta P_m = \Delta P_s + \Delta P_p = \Delta P_e$

$= \Delta P_L + E_c \Delta f$ ($\Delta P_L = 0$ per ipotesi)

$\Delta P_s = (E_p + E_c)\Delta f$.

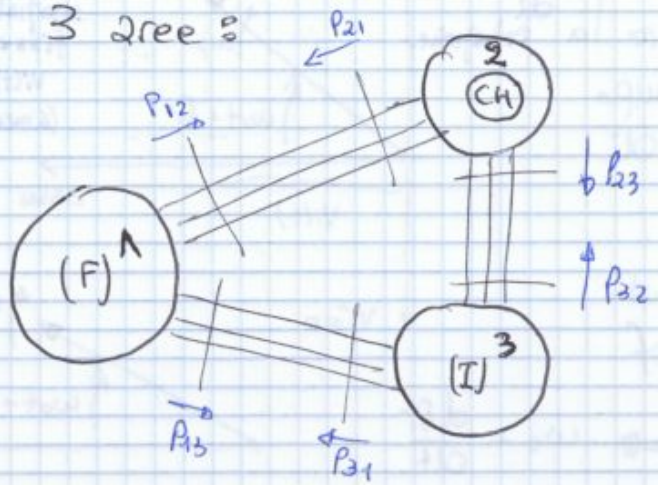


i gen. soggetti a repo. secondaria cercano di potenza di conseguenza

i gen. che partecipano alla reg. primaria vedono la f aumentare. quindi tendono a contrastare tale aumento riducendo la propria potenza

Conclusione: vedo una ΔP_m costante fine Regolazione Secondaria!

3 aree:

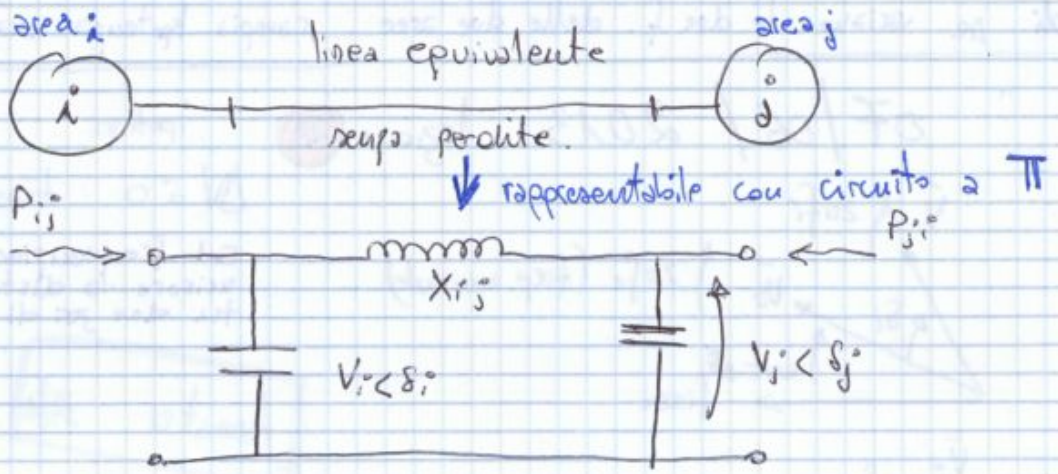


$P_{E1} = P_{12} + P_{13}$; $P_{E2} = P_{21} + P_{23}$; $P_{E3} = P_{31} + P_{32}$.

$$P_{E1} + P_{E2} + P_{E3} = \underbrace{(P_{12} + P_{21})}_{\text{perdite } 1-2} + \underbrace{(P_{13} + P_{31})}_{\text{perdite } 1-3} + \underbrace{(P_{23} + P_{32})}_{\text{perdite } 2-3}$$

$P_{E1} + P_{E2} + P_{E3} = 0$ perdite trasferibili.

▶ Modello dinamico delle interconnessioni



$$P_{ij} = -P_{ji} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \sin(\delta_i - \delta_j)$$ Solita sinusoide.

la formula continua a valere anche in dinamica poiché i fenomeni dinamici sono lenti rispetto ai 50 Hz della sinusoide.

Cosa centra la frequenza:

$v_i(t) = \sqrt{2}\, V_i \cos(\omega_0 t + \delta_i)$

lo chiariremo ora.

$$f_i = f_0 + \frac{1}{2\pi}\frac{d\delta_i}{dt}$$

$$\Delta f_j = \frac{1}{2\pi}\frac{d\Delta\delta_j}{dt}$$ influenza sulla potenza attiva?

P_{ij} deve essere costante nel tempo

$$P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \sin(\delta_i - \delta_j)$$ variazione di V_i, V_j trascurabili (costanti nel tempo)

$$0 = \frac{dP_{ij}}{dt} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \cos(\delta_i - \delta_j)\left(\frac{\partial\delta_i}{\partial t} - \frac{\partial\delta_j}{\partial t}\right)$$ sostituendo:

$$\frac{dP_{ij}}{dt} = 2\pi \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \cos(\delta_i - \delta_j)(f_i - f_j)$$

$$\frac{dP_{ij}}{dt} = 0 \text{ (a regime)} \iff \boxed{f_i = f_j}$$ stessa f nelle due aree interconnesse.

ecco perché le aree devono essere isofrequenziali (aree isofrequenze)

Sistema di n aree → n regol. secondari con polo nell'origine.

a regime $f_i = f_j \quad \forall i$

$$P_{Ei} = \sum_{j=1}^{n} P_{ij}, \quad \text{trascurando le perdite } \sum_{i=1}^{n} P_{Ei} = 0$$

quindi solo n-1 P_{Ei} sono indipendenti, le n-esima è tale che la somma sia = 0.

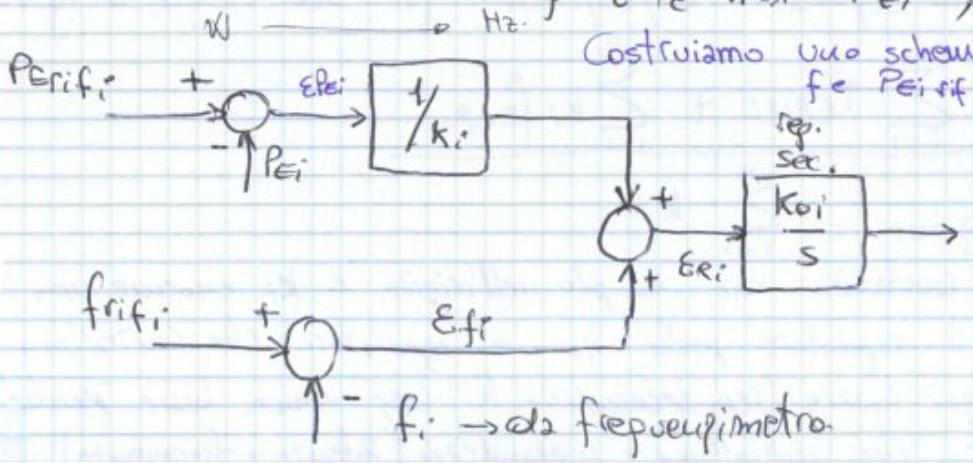
Variabili d'interesse:

1 ⟹ f

n-1 ⟹ P_{Ei} (indipendenti)

n ⟹ Possiamo usare regol. secondari per decidere f e le n-1 P_{Ei}, come?

Costruiamo uno schema dipendente da f e $P_{Ei\,rif}$.



$$[k_i] = \frac{MW}{Hz} \text{ (energia) (MJ)}$$

Introduciamo questo peso per convertire.

Se $f_{rif_i} = f_{rif}$ $\forall i$ (come è ovvio che sia) $\exists!$ riferimento

se $\sum_{i=1}^{n} P_{E_{rif_i}} = 0$ (come di consueto è)

$$\Rightarrow f = \frac{f_{rif} \sum_{i=1}^{n} k_i}{\sum_{i=1}^{n} k_i} \Rightarrow \boxed{f = f_{rif}}$$ è quello che volevamo!

Potenze? (a regime)

$$ACE_i = P_{E_{rif_i}} - P_{E_i} + k_i \underbrace{(f_{rif_i} - f)}_{\to 0} = 0$$

$$\Rightarrow \boxed{P_{E_i} = P_{E_{rif_i}}} \quad \forall i$$

in questo modo abbiamo quindi errore nullo su frequenza e potenza. (semplicemente utilizzando un regolatore secondario..)

Ragionamento:

$$P'_{E_{rif_i}} = \underbrace{P_{E_{rif_i}}}_{\text{ideale}} + \underbrace{\Delta P_{E_{rif_i}}}_{\text{errori}} \qquad \sum_{i=1}^{n} P_{E_{rif_i}} = 0$$

riferimenti non ideali

$$f_{rif_i} = f_{rif} + \underbrace{\Delta f_{rif_i}}_{\text{errori}} \qquad \text{sostituisco in } f = \frac{\Sigma_{..} \cdot \Sigma_{..}}{\Sigma_{..}}$$

$$f = \frac{\sum \Delta P_{E_{rif_i}} + f_{rif} \sum k_i + \sum k_i \cdot \Delta f_{rif_i}}{\sum k_i}$$

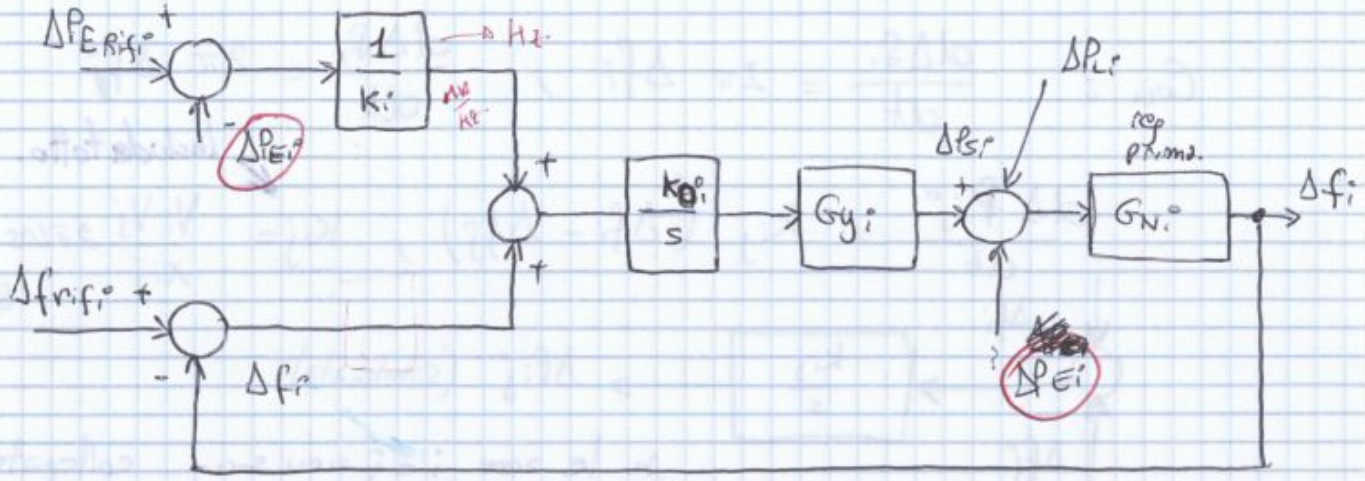
$$\Rightarrow f = f_{rif} + \underbrace{\frac{\sum \Delta P_{E_{rif_i}} + \sum k_i \Delta f_{rif_i}}{\sum k_i}}$$

$\Rightarrow$ è piccolo se gli errori sono contenuti.

$$ACE_i = \underbrace{P'_{E_{rif_i}} - P_{E_i}}_{\text{"compensa" il fatto che } k_i(f_{rif_i} - f) \neq 0,\ \text{la loro somma è nulla} \Rightarrow \text{OK.}} + \underbrace{k_i (f_{rif_i} - f)}_{\neq 0} = 0 \quad (\text{polo origine})$$

Errore nullo se gli errori di misura sono piccoli.

• Modello dell'area: (linearizzato alle variazioni)

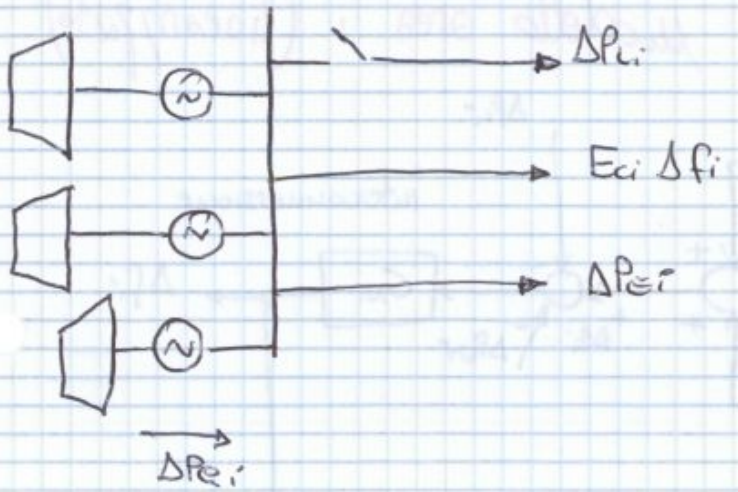


$\Delta P_{m_i} = \Delta P_{p_i} + \Delta P_{s_i}$

$\Delta P_{p_i} = -G_{f_i}\,\Delta f_i$

⚠ Attenzione: il pedice i ora si riferisce a l'intera area considerata.

Vedi pag successiva per spiegazioni schema a blocchi



$$\Delta P_{ei} = \underbrace{\Delta P_{Li} + E_{ci}\,\Delta f_i}_{\text{funz. isolate}} + \underbrace{\Delta P_{Ei}}_{\text{contributo esportazione}}$$

Potenza esportata, come la rappresentiamo?

$$P_{Ei} = \sum_{j=1}^{n} P_{ij} \qquad \Delta P_{Ei} = \sum_{j=1}^{n} \Delta P_{ij}$$

$$P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \sin(\delta_i - \delta_j) \qquad \left(\frac{\partial P_{ij}}{\partial \delta_i}\right)_0 = -\left(-\frac{\partial P_{ij}}{\partial \delta_j}\right)_0$$

$$\Delta P_{ij} = \frac{V_i V_j}{X_{ij}} \cos(\delta_{i0} - \delta_{j0})\,(\Delta\delta_i - \Delta\delta_j)$$

per legare Potenza e frequenza derivo (MS)

11/06/2013 lezione 30

$$G_{Ni} = \frac{1}{sM_i + G_{fi} + E_{ci}} \qquad G_{fi} = E_{pi}\,\frac{1+sT_{zi}}{1+sT_{pi}}$$

rappresenta tutti i fenomeni che riguardano la reg. primaria.

$$G_{Ri} = G_{0i} \cdot G_{yi} \qquad G_{yi} = \frac{1+sT_{zi}}{1+sT_{pi}}$$

se l'area i è isolata, idealmente abbiamo considerato un reg. puramente Integrale.

$$G_{pi} = \frac{1}{K_i} G_{Ri} \qquad G_{0i} = \frac{K_{0i}}{s}$$

- Risposta a ΔP_{Li} (Come si comporta l'area i al variare del carico)

$\Delta f_{rifi} = 0 \qquad \Delta P_{E\,rifi} = 0 \qquad \forall i$

- a regime $\Delta f_i = \Delta f = 0 \qquad \forall i$

$\Delta P_{Ei} = 0$

$$\Delta P_{mi} = \Delta P_{pi} + \Delta P_{si} = (\text{a regime}) = \Delta P_{Li} + E_{ci}\,\cancel{\Delta f_i}^{=0} + \cancel{\Delta P_{Ei}}^{=0}$$

$$\Delta P_{mi} = \Delta P_{ei} = \Delta P_{Li}$$

$$\Delta P_{pi} = -E_{pi} \cdot \Delta f_i = 0$$

$\Rightarrow \Delta P_{si} = \Delta P_{Li}$ si ripartisce tra i generatori che partecipano alla reg. secondaria in base ai coefficienti ρ. (come se ciascun area fosse isolata; provvede alla propria regolazione)

(estensione a regime e in transizione) ogni area è autonoma

- Criterio di autonomia transitoria: di non intervento della regolazione secondaria.

$$\Delta P_{si} = -G_{Ri}\,\Delta f_i - G_{pi}\,\Delta P_{Ei}$$

$$\Delta f_i = G_{Ni}\,(\Delta P_{si} - \Delta P_{Li} - \Delta P_{Ei})$$

ho $\Delta f_{rifi} = 0$; $\Delta P_{E\,rifi} = 0$.

in assenza del ΔP_{Li} in un'area, non si deve avere intervento della regolazione II°.

sostituendo:

$$\Delta P_{si} = -G_{Ri}\,G_{Ni}\,(\Delta P_{si} - \Delta P_{Li} - \Delta P_{Ei}) - G_{pi}\,\Delta P_{Ei}$$

Inizialmente $\Delta P_{Li} = -\frac{dW_{mi}}{dt}$ solo area i

$$\Delta f_i < 0 \quad , \quad \Delta f_j = 0 \quad \forall j \neq i$$

$\Rightarrow \frac{dP_{ij}}{dt} < 0$ potenza da area i verso area j diminuisce ossia aumento f_j.

l'abbassamento della frequenza nell'area i richiama potenza dalle altre aree.

$\downarrow \Delta f_i \quad \Delta f_0$: interviene per primo la reg. primaria (carico rotante)

(*) $ACE_i = -\Delta P_{Ei} - K_i \Delta f_i$

$ACE_j = -\Delta P_{Ej} - k_j \Delta f_j$

dipendono da ΔP_{Ei} e Δf_i (formula in pag 114)

(*) $\Delta P_{m_i} = \Delta P_{P_i} + \Delta P_{S_i} = \frac{dW_{mi}}{dt} + \Delta P_{Ei} = \frac{dW_{mi}}{dt} +$

$+ \Delta P_{Li} + E_{ci} \Delta f_i + \Delta P_{Ei}$

Potenza elettrica

$\Delta P_{m_j} = \frac{dW_{mj}}{dt} + E_{cj} \Delta f_j + \Delta P_{Ej}$

nell'area j non abbiamo ΔP_j.

trascuriamo la dinamica veloce della regolazione primaria, ossia:

$$\begin{cases} \Delta f_i = \Delta f_j = \Delta f \\ \frac{dW_{mi}}{dt} = 0 \quad \forall i \quad \text{(a regime)} \\ \Delta P_{P_i} = -E_{P_i} \Delta f \end{cases}$$

sono tutte condizioni a regime dovute alla reg. primaria.

Andiamo a sostituire nelle formule ricavate prima: (*) e ricavo ΔP_{Si} ho

ricavo ΔP_{Ei} e ΔP_{Ej} e le sostituisco in ACE_i

$$\begin{cases} \Delta P_{S_i} = \Delta P_{Li} + (E_{P_i} + E_{c_i}) \Delta f + \Delta P_{Ei} \\ \Delta P_{S_j} = (E_{P_j} + E_{c_j}) \Delta f + \Delta P_{Ej} \end{cases}$$

$ACE_i = \Delta P_{Li} + (E_{P_i} + \cancel{E_{c_i}}) \Delta f - \Delta P_{S_i} - \cancel{K_i \Delta f}$

$ACE_j = (E_{P_j} + \cancel{E_{c_j}}) \Delta f - \Delta P_{S_j} - \cancel{k_j \Delta f}$

Automatica transitoria

147

Per avere stesso G_{pi} basta avere stesso rapporto

$$\frac{G_{oi}}{k_i} \quad \text{con} \quad G_{oi} = \frac{k_{oi}}{s}$$ ⇐ Coordinamento e NON-interazione tra le diverse aree.

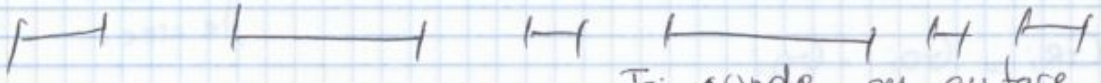
T_{oi} : cost. di tempo regol. secondaria area i

$$T_{oi} = \frac{E_{pi} + E_{ci}}{k_{oi}} = \frac{1}{s}$$

$$\frac{k_{oi}}{k_i} = \frac{E_{pi} + E_{ci}}{k_i} \frac{1}{T_{oi}}$$ uguale per tutte le aree

se ∀ area è realizzata la cond. di autonomia transitoria : $k_i = E_{pi} + E_{ci}$ (116-2 pag)

$$\Rightarrow \frac{k_{oi}}{k_i} = \frac{1}{T_{oi}}$$ basta avere T_{oi} uguale in tutte le aree



T_{oi} grande per evitare interferenze tra I° e II° (regola.)

$[0, T]$

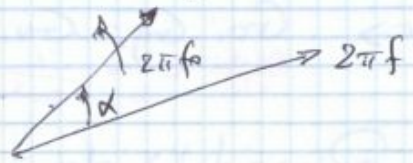
$$\varepsilon_{Ei} = \int_0^T (P_{Erifi} - P_{Ei})\, dt$$ errore sulle energie esportate.

Compensazione delle perdite

▶ ~~Risposta a Δf_{rifi}~~

sig. fisico.

errore di fase $[0, T]$



Normalmente è modesto

$$\alpha = 2\pi \int_0^T (f_0 - f)\, dt$$

f_0 → nominale

in tempi modesti gli errori non sono significativi

$$\left.\begin{aligned} \Delta P_{Li} &= 0 \\ \Delta P_{Erifi} &= 0 \\ \Delta f_{rifi} &= \Delta f \end{aligned}\right\} \forall i$$

coordinamento tra le diverse aree!

3) non-interazione tra regolazione f e P_E

G_{Ri} e G_{Ni} = uguali

OSS:

1) è una condizione locale (svincolamento tra aree)

2) e 3) sono condizioni globali

se 1) è soddisfatta in ogni area, allora (a 2) e la 3) sono equivalenti tra di loro

Condizioni approx:

1) $k_i = E_{pi} + E_{ci} \simeq E_{pi}$;

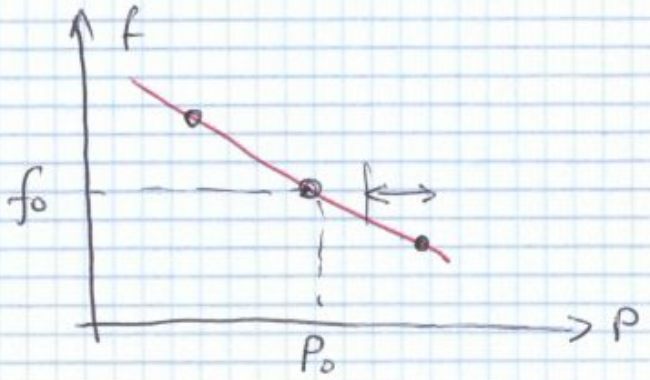
2) $\frac{E_{pi} + E_{ci}}{k_i}$ $\frac{1}{T_{oi}}$ uguali;

3) T_{oi} uguali;

Regolazione terziaria f/P. (cenno)

→ attuata manualmente dagli operatori

Motivo: ripristino della "banda" di riserva di potenza tramite richiesta di modifica dei programmi di regolazione dei generatori



Più in generale si chiama reg. terziaria tutto ciò che viene deciso in tempo reale dall'operatore

Es: sicurezza n-1.

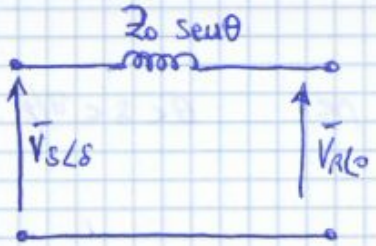
Esame 28/06/2012. AA. 11/12

1) Si considera una linea di trasmissione senza perdite con estremi tensioni agli estremi uguali in modulo:

1.1 Ricavare le espressioni delle potenze reattive agli estremi in funzione delle tensioni agli estremi?

$$\bar{V}_S = \cos\theta\, \bar{V}_R + j Z_0 \operatorname{sen}\theta\, \bar{I}_R$$

$$I_R = \frac{\bar{V}_S - \cos\theta\, \bar{V}_R}{j Z_0 \operatorname{sen}\theta}$$



$$S_R = P_R + jQ_R = V_R \cdot I_R^*$$

$$= V_R \cdot \frac{V_S\angle -\delta - \cos\theta V_R}{-j Z_0 \operatorname{sen}\theta} =$$

$$j V_R \frac{V_S(\cos\delta - j\operatorname{sen}\delta) - V_R\cos\theta}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} = \frac{V_S V_R}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} + j \underbrace{V_R \frac{V_S\cos\delta - V_R\cos\theta}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}}_{Q_R}$$

$$Q_R = \frac{V_R(V_S\cos\delta - V_R\cos\theta)}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} \qquad Q_S = -Q_R \text{ (con } R, S \text{ scambiati)}$$

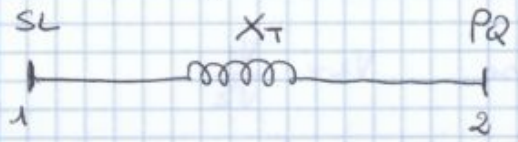
$$Q_S = \frac{V_S(-V_R\cos\delta + V_S\cos\theta)}{Z_0 \operatorname{sen}\theta} = \frac{V_S}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}(V_S\cos\theta - V_R\cos\delta).$$

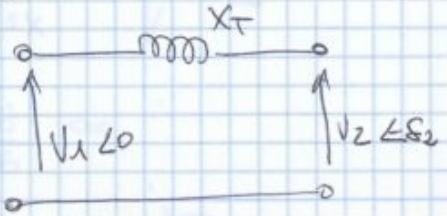
1.2 illustrare il comportamento della potenza reattiva agli estremi in funzione delle tensioni agli estremi? (in funzione della distanza)?

caso particolare $V = V_S = V_R$ in modulo:

$$Q_R = \frac{V^2}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}(\cos\delta - \cos\theta) \qquad Q_S = \frac{V^2}{Z_0 \operatorname{sen}\theta}(\cos\theta - \cos\delta)$$

2) Si consideri un sistema con 2 nodi, slack e PQ con $Q=0$, collegati da una linea rappresentabile con una reattanza.





2.1) Ricavare la caratteristica V-P?

$$\begin{cases} P = \dfrac{V_1 V_2}{X_T} \cdot \operatorname{sen}(0 - \delta_2) \\ Q = \dfrac{V_2}{X_T}(V_1 \cos\delta - V_2) \end{cases}$$

$$\begin{cases} P X_T = V_1 V_2 \operatorname{sen}(+\delta_2) \\ Q X_T + V_2^2 = V_1 V_2 \cos\delta \end{cases}$$

→ elevo al quadrato e sommo i membri; ho:

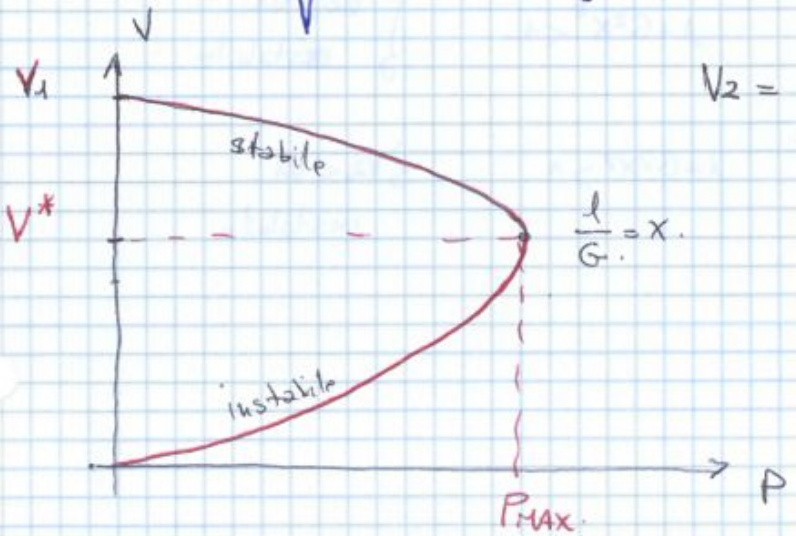
$$(P X_T)^2 + (\cancel{Q X_T}^{=0} + V_2^2)^2 = (V_1 V_2)^2$$

con $Q=0$ ho:

$$(P X_T)^2 + V_2^4 - (V_1 V_2)^2 = 0 \qquad (V_2)^4 - V_1^2 V_2^2 + (P X_T)^2 = 0$$

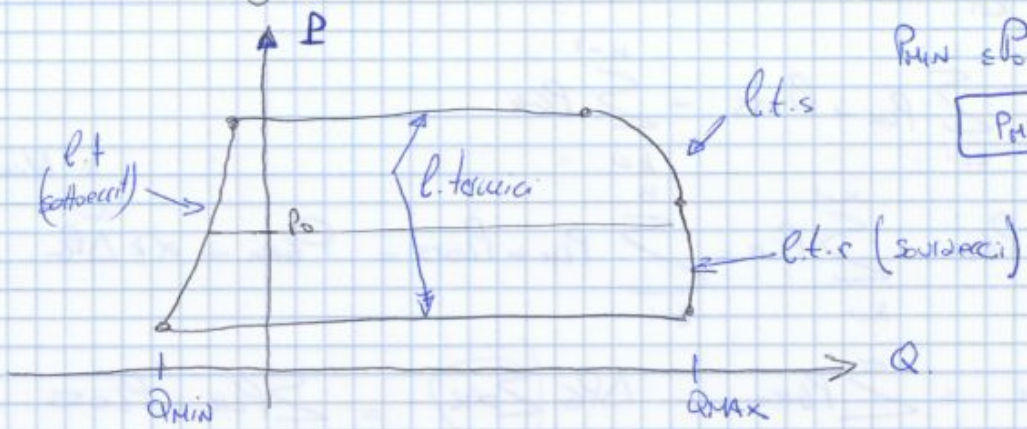
$$V_2 = \sqrt{\frac{+V_1^2 \pm \sqrt{V_1^4 - 4(P X_T)^2}}{2}}$$

$$V_2 = \begin{cases} 0 \\ V_1 \end{cases} \text{ se } P=0.$$

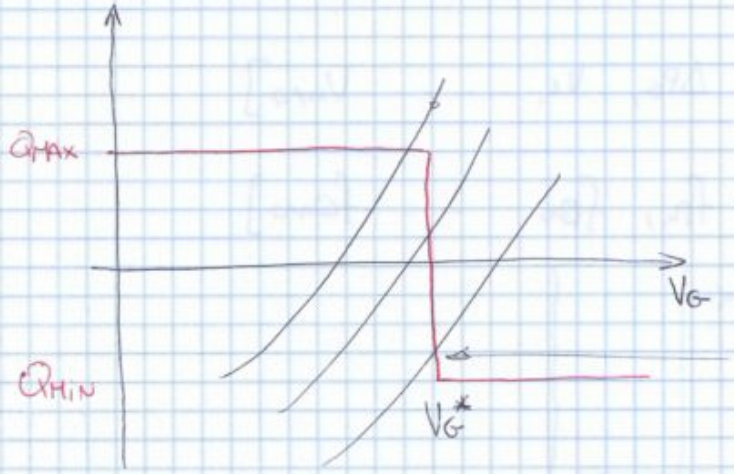


3. Comportamento a regime dei generatori sincroni

3.1 Disegnare nel piano P-Q e illustrare i limiti di un generatore (curva di capability)



3.2 Illustrare il modello del generatore negli studi di L flow?



- se decido P_0
- Q la sceglie la rete.
- V_G lo decido io
- come se fosse nodo PV.

$E = K(V_G^* - V_G)$ se $\to \infty$ ho gradino e errore nullo.

$$Q_{GK} = Q_K + Q_{LK} = V_K \sum_{K=1}^{n} V_i \left(G_{Ki} \operatorname{sen}(\delta_K - \delta_i) - B_{Ki} \cos(\delta_K - \delta_i) \right)$$

- se $Q_{GK} > Q_{GMAX}$ → PV → PQ e pongo $Q_{GK} = Q_{GMAX} - Q_{LK}$
- se $V_G > V_G^*$ → PQ a PV e " $V_G^* = V_G$
- se $Q_{GK} < Q_{MIN}$ → PV → PQ " $Q_{GK} = Q_{GMIN} - Q_{LK}$
- se $V_G < V_G^*$ → PQ → PV " " $V_G^* = V_G$.