

53383



UNIVERZA V LJUBLJANI

Fakulteta za elektrotehniko

Ivan ŠMON

**Lokalne metode za ugotavljanje napetostne nestabilnosti v
elektroenergetskih sistemih**

Doktorska disertacija

mentor: prof. dr. Ferdinand Gubina

Ljubljana, 2006

Ar / 535



O 53383/17. 10. 2006

ZAHVALA

Najprej se iz srca zahvaljujem prof. dr. Ferdinandu Gubini za mentorstvo, vodstvo in strokovne nasvete pri študiju in izdelavi doktorske disertacije.

Za pomoč in prijetno vzdušje tekom študija se zahvaljujem sodelavcem v Laboratoriju za elektroenergetske sisteme in visoko napetost ter Laboratoriju za energetske strategije: Matjažu, Tomažu, Milošu, Gregorju, Samu, Tadeji, Andreju, Martinu in Ludviku. Zahvala gre tudi Javni agenciji za raziskovalno dejavnost Republike Slovenije za financiranje podiplomskega študija v okviru projekta mladih raziskovalcev. Prav tako bi se rad zahvalil vsem prijateljem, ki so me v teku študija podpirali in kakorkoli pomagali.

Tega dela ne bi bilo brez moje družine in najbližjih, mame, očeta, sestre, Marije in Klemena, ki so ves čas študija verjeli vame, me spodbujali in me v času odsotnosti nadomeščali pri marsikaterem opravilu. Samo upam, da jim bom lahko kdaj vse povrnil.

Na koncu bi se rad še posebej zahvalil moji ženi Karmen, ki je med izdelavo tega dela povila sina Nejca in z razumevanjem do mojega dela prevzela večji del družinskih opravil.

Vsem skupaj še enkrat najlepša hvala!

IZJAVA

Izjavljam, da je doktorska disertacija z naslovom "Lokalne metode za ugotavljanje napetostne nestabilnosti v elektroenergetskih sistemih" izključno rezultat mojega lastnega raziskovalnega dela pod vodstvom mentorja prof. dr. Ferdinanda Gubina. Izkazano pomoč drugih sodelavcev sem v celoti navedel v zahvali.



Ivan Šmon

POVZETEK

Širitev trgovanja z električno energijo v okviru političnega pritiska za deregulacijo elektroenergetskega sistema (EES-a) je prinesla vrsto težav pri njegovem obratovanju. Sistemi morajo delovati blizu meja svojih obratovalnih zmogljivosti in posledice so številni razpadi elektroenergetskih sistemov, ki so močno povezani z napetostno nestabilnostjo. Težav povezanih z napetostno stabilnostjo se vse bolj zavedajo tudi sistemski operaterji, ki skrbijo za delovanje sistema. Dosledno izrazoslovje, dobro razumevanje posameznih tipov stabilnosti in povezav med njimi je ključnega pomena pri raziskovanju, načrtovanju in sigurnem obratovanju sistema. Ni presenetljivo, da raziskovalci širom sveta iščejo nove definicije, koncepte, postopke in orodja, za čim bolj učinkovito reševanje nastalih težav.

Napetostna stabilnost je sposobnost sistema, da po motnji drži napetost vseh vozlišč sistema znotraj predpisanih meja. Napetostna nestabilnost je proces, značilen za močno obremenjene sisteme, največkrat povezan s primanjkljajem jalove moči ali njene neustrezna razporeditve v sistemu. Proces lahko traja od nekaj sekund do ur, najpogosteje okrog deset minut. Če ni ustreznega ukrepanja, pojav lahko nastopi v svoji skrajni obliki, imenovani napetostni zlom. Napetostni zlom pomeni prenehanje napajanja porabnikov. Na razvoj pojava napetostne nestabilnosti vpliva s svojimi karakteristikami večina elementov EES-a. V prvi vrsti so to izvori moči, prenosni vodi, bremena in transformatorji z regulacijo odcepov.

Po svoji naravi je napetostna nestabilnost dinamičnega značaja, vendar jo precejšen del današnjih metod zaradi kompleksnosti EES-a obravnava statično. Večina statičnih analiz obravnava pojav napetostne nestabilnosti s sistemskega stališča, tj. s proučevanjem systemske Jacobijeve matrike in njenih lastnih vrednosti. Kompleksnejše dinamične analize se uporabljajo predvsem za proučevanje vplivov posameznih elementov EES-a na nastanek napetostne nestabilnosti v delih sistema, kjer smo s statičnimi analizami ugotovili največjo nevarnost nastanka napetostne nestabilnosti. Dinamične metode zahtevajo numerično integracijo velikega števila diferencialno-algebraičnih-zvezno-diskretnih časovnih enačb.

V tretji sklop metod za analizo napetostne stabilnosti spadajo lokalne metode. Te metode so glede na dinamične in statične metode najmlajše, saj so postale zanimive s pojavom posebnih naprav, ki omogočajo merjenje fazorjev. Številne analize so pokazale, da fazorji vsebujejo dovolj informacij za ugotavljanje nestabilnosti v sistemu. Za razliko od statičnih, predvsem pa dinamičnih metod, so metode na podlagi fazorjev računsko preproste z jasnim vpogledom v fizikalno ozadje napetostne nestabilnosti. Skupno tem metodam je, da ni treba izračunavati

Jacobijeve matrike, saj imamo opravka samo s fazorji napetosti in tokov v sistemu. Zaradi svoje preprostosti so tudi zelo primerne za sprotno spremljanje stabilnosti sistema.

V preteklosti je bilo predlaganih nekaj lokalnih metod in lokalnih indeksov za ugotavljanje bližine napetostnega zloma. Prva skupina metod temelji na dejstvu, da gredo izgube na vodih v bližini zloma proti neskončnosti, kar pomeni, da gre povečanje pretoka moči na vhodni strani voda le na račun povečanih izgub na vodu. Največja slabost metode je dodatno preverjanje ali je vod proizvajalec jalove moči. Druga skupina metod temelji na primerjavi bremena in Theveninovega ekvivalenta sistema. Napetostna nestabilnost nastopi, ko sta bremenska in Theveninova impedanca, kot jo vidi breme enaki. Če imamo več zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev bremenske napetosti in toka, lahko Theveninov ekvivalent določimo s pomočjo uporabe različnih identifikacijskih metod. Identifikacijske metode so približne metode, ki najbolj odpovejo v bližini napetostnega zloma.

V literaturi do sedaj ni zaslediti jasne definicije, kaj so lokalne metode in kdaj se ta izraz lahko uporablja. Zelo razširjeno je zmotno mnenje, da so lokalne metode del statičnih metod. Naš predlog je, da se izraz lokalne metode uporablja le za metode, ki omogočajo določitev stanja stabilnosti sistema samo na podlagi lokalni fazorjev napetosti in tokov v posameznem bremenskem vozlišču sistema. Pogoji za določitev stabilnostne meje pri teh metodah je maksimalna prenesena moč, ki je dosežena, ko sta bremenska in Theveninova impedanca, kot jo vidi breme enaki. Z uporabo Tellegenovega teorema in pridruženih omrežij smo pokazali, da se da Theveninov ekvivalent za poljubno motnjo določiti direktno iz dveh zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev bremenske napetosti in toka, brez uporabe približnih identifikacijskih metod. Theveninova impedanca predstavlja namreč diferencialno občutljivost konjugirane bremenske napetosti na bremenski tok. Prednost novega direktnega izračuna pred identifikacijo je enostavnost in natančnost izračuna v bližini napetostnega zloma.

Povedali smo, da stabilnostno mejo lokalnih metod določa maksimalna prenesena moč. Stabilnostno mejo sicer določa meja obremenitve sistema, ki jo doseže, ko sistem pride do bifurkacije in izgube ravnotežja. Pri statičnih in dinamičnih bremenih s konstantno statično bremensko karakteristiko meja obremenitve sovпада z maksimalno preneseno močjo. V nekaterih primerih posameznih statičnih bremen lahko pride do izgube ravnotežja pri obremenitvi večji od obremenitve, ki določa maksimalno preneseno moč. Zaradi dinamike bremen in mehanizmov vzpostavitve moči je obratovanje dinamičnih bremen pri takih razmerah nemogoče, še več, obremenjevanje čez mejo maksimalne prenesene moči sistema vodi do nenadnega razpada sistema. Obširne meritve v praksi kažejo, da se združena bremena takoj po motnji prehodno obnašajo kot bremena konstantne impedance ali konstantnega toka, statična bremenska karakteristika pa ima značaj konstantne moči, zato je maksimalna prenesena moč v takih primerih dovolj dober kazalec napetostne nestabilnosti in napetostnega zloma.

Na podlagi direktnega izračuna Theveninovih parametrov lahko definiramo nekatere lokalne stabilnostne indekse za ugotavljanje bližine napetostnega zloma, ki temeljijo na impedanci, moči in napetosti. Bremensko impedanco preprosto izračunamo z razmerjem bremenske napetosti in toka. Theveninovo impedanco pa po poljubni motnji v sistemu določimo direktno iz dveh zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev bremenskih napetosti in tokov. Theveninovo impedanco in posledično lokalne stabilnostne indekse je mogoče izračunavati le za bremenska vozlišča, v katerih bo sprememba modula bremenskega toka po motnji dovolj velika. Po drugi strani, če spremembe bremenskega toka v vozlišču, ni take razmere niso kritične, saj do napetostne nestabilnosti pri nespremenjenih tokovnih razmerah ne more priti. Prag spremembe bremenskega toka pri katerem računamo Theveninovo impedanco določa občutljivost lokalnih stabilnostnih indeksov na različne motnje v sistemu. V disertaciji smo po poskušanju za najboljši prag spremembe bremenskega toka izbrali 0,015 p.u. Posplošitev tega pragu, ki bi pravilno določal občutljivost lokalnih indeksov v poljubnem sistemu zahteva podrobnejše analize na pravih EES-ih.

Predlagane indekse in njihove splošne lastnosti smo simulacijsko preverili na najpreprostejšem statičnem dvozbralnem sistemu, na 14-zbiralčnem in na 30-zbiralčnem IEEE sistemu. Uporabnost lokalnih metod smo preverili tudi na 32-zbiralčnem dinamičnem sistemu, kjer so razmere bližje razmeram v praksi.

Rezultati kažejo, da so novi indeksi enostavni, natančni in računsko nezahtevni. Vse te lastnosti omogočajo, da indekse uporabimo v posameznem bremenskem vozlišču v numeričnem releju ali v naprednih sistemih za analizo in vodenje sistema v centrih vodenja EES-ov, kot poseben modul za sprotno določanje in preprečevanje napetostne nestabilnosti. Vgradnja takega napetostno stabilnostnega modula v RCV Slovenije je trenutno v zaključni fazi.

Ključne besede: napetostna stabilnost, napetostni zlom, lokalne metode, lokalni stabilnostni indeksi, Tellegenov teorem in pridruženi sistemi.

ABSTRACT

Power systems are forced to operate ever closer to their load limits because of demands of deregulated electricity markets. As a result, several blackouts have occurred due to voltage instability. This means that voltage stability has become a matter of serious concern for system operators and is a subject of numerous of investigation due to its importance in terms of the system security and power quality. Significant efforts are still being directed toward definitions, classifications, new concepts, practices and tools for solving the voltage-stability and security-analysis problems.

The voltage-instability problem is characterized by voltage uncontrollability at certain locations in a power network after a disturbance. The problem occurs more frequently in stressed networks with reduced stability margins and/or reduced reactive-power reserves. The voltage instability is basically a dynamic phenomenon with rather slow dynamics and a time domain ranging from a few seconds to some minutes or more. Although the voltage instability is a complex problem it is very important that system operators use quick, simple and correct methods to calculate the distance to the worst case: the voltage collapse.

Many system-oriented approaches and long-term voltage-stability methods are based on static models because of the high dimensionality and complexity of stability problems. For this reason, control-actions, time-range, quasi-steady-state time-domain simulations are used to simplify matters. The results of such studies can also be used for screening purposes to identify critical cases that require a more detailed or dynamic analysis.

The main idea behind local methods is that the local phasors contain enough information to directly detect the voltage-stability margin using their measurements. This concept is attractive, since real-time measurements of the voltage and current phasors at the system buses are already available from the phasor measurement units installed in many power systems. In addition to the benefits of small computational effort and simplicity, local methods also give a very good insight into the voltage-collapse process and can easily be used for online system monitoring.

In the past, few local methods have already been proposed. First group of local methods is based on the fact that, in vicinity of the voltage collapse, the entire increase in the apparent power loading at the sending end of a line is due to the supply of transmission losses. The main shortfall of this method lies in additional checking if the line is loaded below its natural loading. The second group of local methods is based on the power-transfer impedance-matching principle. The measured data are used to obtain the Thevenin's equivalent of the

system, as seen from the load bus, and the apparent impedance of the load. The voltage collapse occurs when these two impedances are equal. Those methods track the Thevenin's parameters using parameter-identification recursive algorithms, thus they are not very accurate especially in the vicinity of the voltage collapse.

In this dissertation, we propose a new approach to local voltage stability methods. Since there is no definition in the literature we propose a definition that local methods are methods which need only the local voltage and current phasors to determine voltage stability of the system. Local methods are based on maximum deliverable power, which is reached when Thevenin's impedance of the system, as seen from the load bus, and the apparent impedance of the load equals. Tellegen's theorem and adjoint networks have been applied to solve the local voltage-stability problem and to simplify determination of the Thevenin's parameters, which are calculated in a different way than adaptive curve-fitting techniques, directly from two consecutive phasor measurements. Indeed Thevenin's impedance is differential sensitivity of the conjugated load voltage to load current. Advantage of the proposed method based on two consecutive phasor measurements over alternative approaches is the one-step accurate calculation procedure.

As we stated before when the magnitude of the load impedance becomes equal to the magnitude of the Thevenin's impedance, the system reaches the maximum deliverable power. Extensive field measurements reported in the literature have shown that normally at least a part of the aggregate load has constant power steady-state characteristics, and the maximum deliverable power then becomes a loadability limit. Past this limit, there is a loss of equilibrium and voltage collapse will occur. Maximum deliverable power therefore also denotes the stability limit.

Our newly proposed method identifies the Thevenin's impedance directly by calculating the voltage and current increments after the base-case network is subjected to a set of disturbances in the system. On the other hand, the load impedance can also be determined simply from the ratio of the voltage and current. Considering that, several simple normalized local-stability indices for determining the voltage-stability margin can be defined.

The Thevenin's impedance can only be identified if the system's operating point changes, since the division with zero is not allowed. Hence, it is evident that the Thevenin's parameters are not constant values and can be directly determined at every new changed situation in the system. Situation where the system's operating point does not change is not critical for the voltage stability and should be disregarded. The new Thevenin's impedance is calculated if the load current difference between two operating points is greater than the predefined threshold. The threshold magnitude defines sensitivity of the local-stability indices to different changes in the system. The threshold used in dissertation was experimentally set to

0,015 p.u. Generalization of the load current difference threshold to be used on any system would require more tests on different real test systems.

Proposed indices based on the derived formulas and their properties was tested on a simple static two-bus test system, distribution 14-bus test system, IEEE 30-bus test system and on the dynamic Belgian-French 32-bus meshed test system. In the latter case, full dynamic models of the system components crucial to the long-term voltage stability phenomenon were used.

The results show advantages of the proposed indices: they are simple, accurate, computationally very fast, thus they can be applied in at least two different ways: as a part of wide-area monitoring and control system (center) where coordinated system-wide control action can be undertaken, or locally in a numerical relay where actions can be taken in real-time without sending any data to the control center. Currently the implementation of the proposed indices into Slovenian power system control center is in the final stage.

Keywords: voltage-stability, voltage-collapse, local methods, local voltage-stability indices, Tellegen's Theorem and adjoint networks.

KAZALO

POVZETEK.....	I
ABSTRACT	IV
KAZALO.....	VII
UPORABLJENE KRATICE IN SIMBOLI.....	X
1 UVOD	1
1.1 Namen disertacije.....	2
1.2 Potek dela	3
2 STABILNOST EES-ov.....	5
2.1 Stabilnost kolesnega kota	7
2.2 Frekvenčna stabilnost.....	8
3 NAPETOSTNA STABILNOST	9
3.1 Uvod	9
3.1.1 Razlika med kotno in napetostno stabilnostjo	11
3.2 Analitične podlage napetostne stabilnosti.....	11
3.2.1 Maksimalna prenesena moč.....	12
3.2.2 Maksimalna prenesena moč iz enačb pretokov moči	17
3.2.3 Odnos moč–napetost	19
3.2.4 Sistemska in bremenska PU krivulja.....	21
3.2.5 Vzroki za nastanek napetostne nestabilnosti	23
3.2.6 UQ krivulje.....	26
3.2.7 Proizvodnja jalove moči sinhronskega generatorja.....	27
3.2.8 Obratovalni polieder sinhronskega generatorja.....	29
3.2.9 Karakteristike bremen.....	31
3.2.10 Dinamika vzpostavitve moči bremen	32
3.2.11 Model združenega bremena.....	34
3.3 Analiza bifurkacij	35
3.3.1 Sedelna bifurkacija	36
3.3.2 Hopfova bifurkacija.....	37

3.3.3	Stabilnost ravnotežnih točk	38
3.3.4	Časovna delitev in modeliranje sistemov	39
3.4	<i>Meja obremenitve sistema in stabilnost sistema</i>	41
3.4.1	Vpliv karakteristik bremen	41
3.4.2	Lastnosti meje obremenitve sistema	44
4	METODE ZA ANALIZO NAPETOSTNE STABILNOSTI	49
4.1	<i>Dinamične metode</i>	50
4.2	<i>Statične metode</i>	50
4.2.1	Razcep z lastnimi vrednostmi	51
4.2.2	Razcep s singularnimi vrednostmi	52
4.2.3	Občutljivostna analiza	53
4.2.4	Meja obremenitve sistema kot merilo bližine napetostne nestabilnosti	55
4.3	<i>Metode na podlagi fazorjev napetosti in tokov</i>	57
4.3.1	Metoda na podlagi dekompozicije sistema	58
4.3.2	Metoda na podlagi izgub navidezne moči na vodih	59
4.3.3	Metoda na podlagi Theveninovega ekvivalenta	61
4.3.4	Merilniki fazorjev	63
5	LOKALNE METODE	65
5.1	<i>Občutljivost in Tellegenov teorem</i>	66
5.1.1	Tellegenov teorem in pridružen sistem	67
5.1.2	Tellegenov teorem v diferencialni obliki za različne motnje v sistemu	69
5.1.3	Theveninov ekvivalent	71
5.1.4	Pridružena Theveninova ekvivalenta	73
5.1.5	Theveninov ekvivalent v distribucijskih sistemih	74
5.2	<i>Lokalni stabilnostni indeksi (LSI)</i>	76
5.2.1	Lokalni stabilnostni indeks na podlagi impedance	77
5.2.2	Lokalni stabilnostni indeks na podlagi navidezne moči	78
5.2.3	Lokalni stabilnostni indeks na podlagi napetosti	79
5.3	<i>Lastnosti lokalnih stabilnostnih indeksov</i>	80
5.3.1	Vpliv karakteristike bremen na lokalne stabilnostne indekse	80
5.3.2	Sprememba bremenskega toka med dvema korakoma in glajenje	81
6	REZULTATI IN PRIMERI UPORABE LOKALNIH METOD	83
6.1	<i>Dvozbiralčni sistem (S2)</i>	84
6.1.1	Sistemska PU krivulja in maksimalen prenos moči	85
6.1.2	Theveninov ekvivalent dvozbiralčnega sistema	86

6.1.3	Lokalni stabilnostni indeksi.....	87
6.1.4	Vpliv smeri spreminjanja obremenjevanja v sistemu.....	89
6.1.5	Konstantnost Theveninovih parametrov.....	90
6.1.6	Vpliv karakteristik bremen.....	93
6.2	<i>14-zbiralčni radialni sistem (S14)</i>	96
6.2.1	Lokalni stabilnostni indeksi.....	97
6.2.2	Ugotavljanje mesta nastanka motnje v radialnih sistemih.....	100
6.3	<i>30-zbiralčni IEEE sistem (S30)</i>	103
6.3.1	Lokalni stabilnostni indeksi.....	104
6.3.2	Konstantnost Theveninovih parametrov.....	106
6.3.3	Sprememba bremenskega toka med dvema korakoma.....	107
6.3.4	Skočne spremembe v sistemu.....	110
6.3.5	Primerjava z metodo na podlagi izgub navidezne moči na vodih.....	114
6.4	<i>32-zbiralčni Belgijsko–Francoski dinamični sistem (D32)</i>	116
6.4.1	Scenarij napetostnega zloma.....	117
6.4.2	Lokalni stabilnostni indeksi.....	118
6.4.3	Glajenje ILSI-ja.....	122
6.5	<i>Uporaba lokalnih metod in LSI-jev v praksi</i>	123
6.5.1	WAMC sistemi.....	125
6.5.2	CIM modul za analizo napetostne stabilnosti [98].....	126
7	SKLEP	130
7.1	<i>Opravljeno delo</i>	130
7.2	<i>Izvirni prispevki disertacije</i>	131
8	LITERATURA	132
9	PRILOGE	140
9.1	<i>Občutljivost napetosti v preprostem uporovnem vezju</i>	140
9.2	<i>Podatki in rezultati za sistem S14</i>	143
9.3	<i>Podatki in rezultati za sistem S30</i>	146
9.4	<i>Rezultati za sistem D32</i>	153
9.5	<i>Uporaba lokalnih metod in LSI-jev</i>	158

UPORABLJENE KRATICE IN SIMBOLI

KRATICE

AEP	American Electric Power
CIM	Common Information Model
D32	dinamični 32-zbiralčni Belgijsko–Francoski sistem
EES	elektroenergetski sistem
ELES	Elektro Slovenija, d.o.o.
EMS	Energy Management System
FACTS	Flexible AC Transmission System
GDA	Generic Data Access
GID	Generic Interface Definition
GPS	Global Positioning System
HSDA	High Speed Data Access
HVDC	High Voltage Direct Current – visokonapetostni enosmerni tok
ILSI	impedančni lokalni stabilnostni indeks
LSI	lokalni stabilnostni indeksi
MLSI	močnostni lokalni stabilnostni indeks
NLSI	napetostni lokalni stabilnostni indeks
NLSI _{norm}	normirani napetostni lokalni stabilnostni indeks
NN	nizka napetost
p.u.	Per unit
PDC	Phasor Data Concentrator
PMU	Phasor Measurement Unit
RCV	republiški center vodenja
RLS	Recursive Least Square
RTP	razdelilna transformatorska postaja
S14	statični 14-zbiralčni sistem
S2	statični dvozbralčni sistem
S30	statični 30-zbiralčni IEEE sistem
SCADA	Supervisory Control And Data Acquisition
SDC	S Difference Criterion
SLO	Slovenski elektroenergetski sistem
TPSI	Transmission Path Stability Index
ULTC	Under Load Tap Changer

VSC	Voltage Stability Criterion
WAMC	Wide Area Monitoring and Control
WAMS	Wide Area Monitoring System
ZIP	breme sestavljeno iz karakteristike konstantne: impedance Z , toka I in moči P

SIMBOLI

$\underline{E}$	fazor generatorske napetosti, fazor Theveninove napetosti
$ \underline{E} , E$	modul generatorske napetosti, modul Theveninove napetosti
$\underline{Z}_v$	impedanca voda
$Z_v, \underline{Z}_v $	modul impedance voda
R_v	upornost voda
X_v	reaktanca voda
$\underline{Z}_k$	impedanca bremena
$\underline{Z}_{th}$	Theveninova impedanca
$Z_{th}, \underline{Z}_{th} $	modul Theveninove impedance
R_k	upornost bremena
X_k	reaktanca bremena
$\underline{I}_k$	bremenski tok
$ \underline{I}_k , I_k$	modul bremenskega toka
P_k	delovna moč bremena
P_{kmax}	delovna moč bremena pri maksimalnem prenosu moči
U_{kmaxP}	modul bremenske napetosti pri maksimalnem prenosu moči
$\cos \varphi$	faktor moči bremena
$Z_k, \underline{Z}_k $	modul impedance bremena
$Z_v, \underline{Z}_v $	modul impedance voda
R_{kmaxP}	bremenska impedanca pri maksimalnem prenosu moči
Q_{kmaxP}	jalova moč pri maksimalnem prenosu moči
$\underline{I}_{kKS}$	kratkostični bremenski tok
I_{kKS}	modul kratkostičnega bremenskega toka
$\underline{S}_k$	kompleksna moč bremena
λ	faktor obremenitve ali na kratko obremenitev

P_{k0}	delovna moč bremena pri obremenitvi $\lambda = 1$
Q_{k0}	jalova moč bremena pri obremenitvi $\lambda = 1$
P_{g0}	delovna moč generatorja pri obremenitvi $\lambda = 1$
P_G	smer spreminjanja delovna moči generatorja
Q_K	smer spreminjanja jalove moči bremena
P_K	smer spreminjanja delovne moči bremena
k_g	trenutne izgube v sistemu
γ	deleži generatorjev pri pokrivanju izgub v sistemu
U_{k0}	napetost bremena pri močeh bremena P_{k0} in Q_{k0}
α	občutljivost delovne moči bremena na spremembo napetosti bremena
β	občutljivost jalove moči bremena na spremembo napetosti bremena
Q_c	jalova moč sinhronskega kompenzatorja
Q_g	jalova moč sinhronskega generatorja
Q_k	jalova moč bremena
P_g	delovna moč sinhronskega generatorja
S_g	navidezna moč sinhronskega generatorja
Q_{gmaxP}	jalova moč generatorja pri maksimalnem prenosu moči
I_{smax}	največji dovoljeni statorski tok generatorja
U_g	napetost na sponkah generatorja
U_{gn}	nazivna napetost generatorja
X_d	vzdolžna reaktanca statorskega navitja sinhronskega generatorja
X_q	prečna reaktanca statorskega navitja sinhronskega generatorja
$\underline{I}_s$	fazor statorskega toka generatorja
$\underline{E}_q$	fazor notranje inducirane napetosti sinhronskega generatorja
E_q	modul notranje inducirane napetosti sinhronskega generatorja
E_{qmax}	notranja inducirana napetost pri največjem dovoljenem vzbujalnem toku
x	sistemske spremenljivke stanja
P_s	statična bremenska karakteristika delovne moči
Q_s	statična bremenska karakteristika jalove moči
$\mathbf{x}$	matrika sistemskih spremenljivk stanja
$\mathbf{p}$	matrika parametrov sistema
μ	parameter, skalar

$\mathbf{y}$	vektor algebraičnih enačb
$\mathbf{A}, \mathbf{F}_x$	sistemska matrika stanja ali reducirana Jacobijeva matrika
$\lambda_{\max}$	obremenitev, ki ustreza meji obremenitve sistema
$\mathbf{u}$	niz algebraičnih enačb z algebraičnimi spremenljivkami iste dimenzije
$\mathcal{L}$	Lagrangeova kriterijska funkcija
$\boldsymbol{\Omega}$	vektor Lagrangeovih multiplikatorjev
$\mathbf{J}, \boldsymbol{\Psi}_u, \boldsymbol{\Psi}_p$	Jacobijeve matrike
P_t	prehodna bremenska karakteristika delovne moči
Q_t	prehodna bremenska karakteristika jalove moči
T_p, T_Q	dinamični časovni konstanti
$\mathbf{z}$	vektor dinamičnih spremenljivk stanj
$\mathbf{I}_k$	vektor kompleksnih injiciranih tokov
$\Delta \mathbf{I}_k$	spmembe kompleksnih injiciranih tokov
$\mathbf{U}_k$	vektor kompleksnih vozliščnih napetosti
$\mathbf{I}_v$	vektor kompleksnih vejskih tokov
$\mathbf{U}_v$	vektor kompleksnih vejskih napetosti
$\mathbf{Y}$	vozliščna admitančna matrika sistema
$\Delta \mathbf{Y}$	spmembe vozliščne admitančne matrike sistema
$\mathbf{P}_k$	vektor injiciranih delovnih moči
$\mathbf{Q}_k$	vektor injiciranih jalovih moči
$\boldsymbol{\theta}$	vektor faznih premikov (kotov) napetosti glede na bilančno vozlišče
$ \underline{\mathbf{U}}_k $	vektor modulov vozliščnih napetosti
$ \underline{U}_k , U_k$	modul bremenske napetosti
θ	fazni premik (kot) bremenske napetosti glede na bilančno vozlišče
$\mathbf{V}$	matrika desnih lastnih vektorjev
$\mathbf{\Lambda}$	kvadratna diagonalna matrika lastnih vektorjev
$\mathbf{W}$	matrika levih lastnih vektorjev
$\lambda_{\Lambda i}$	lastne vrednosti matrike $\mathbf{\Lambda}$
$\mathbf{V}_\sigma$	matrika levih singularnih vektorjev
$\mathbf{W}_\sigma$	matrika desnih singularnih vektorjev
$\boldsymbol{\Sigma}$	kvadratna diagonalna matrika singularnih vrednosti
η	opazovana veličina pri občutljivostni analizi
$s_{\eta,p}$	občutljivost veličine η na parametre $\mathbf{p}$
$\Delta \lambda$	maksimalna obremenljivost

U_d'	skupen padec napetosti v vzdolžni smeri prenosne poti
U_1'	napetost na začetku prenosne poti
Q_{Mi}	maksimalna proizvodnja jalove moči v generatorskem vozlišču i
Q_{mi}	minimalna proizvodnja jalove moči v generatorskem vozlišču i
Q_i	trenutna proizvodnja jalove moči v generatorskem vozlišču i
I_I	enotna matrika
ξ	pospeševalni faktor
$TPSI_u$	kazalec TPSI za prenosno pot u
RPI_j	rezerva proizvodnje jalove moči v sistemu generatorjev, ki napajajo ponor j
SDC_{ki}	kriterij SDC za konec voda, ki povezuje vozlišči i in k
I_{ki-1}	tok na koncu voda i-k, v trenutku pred nastopom motnje
U_{k-1}	napetost vozlišča k v trenutku pred nastopom motnje
ΔU_v	matrika sprememb vejskih napetosti perturbiranega sistema $\mathcal{N}_p$
ΔI_v	matrika sprememb vejskih tokov perturbiranega sistema $\mathcal{N}_p$
$\hat{U}_v$	vektor vejskih kompleksnih napetosti pridruženega sistema $\hat{\mathcal{N}}$
$\hat{I}_v$	vektor vejskih kompleksnih tokov pridruženega sistema $\hat{\mathcal{N}}$
S_k	vektor injiciranih navideznih moči
ΔS_k	spmembe injiciranih navideznih moči
$\mathcal{N}$	izhodiščni sistem
$\mathcal{N}_p$	sistem po motnji, perturbiran sistem
$\hat{\mathcal{N}}$	pridruženi sistem
ΔU_b	matrika sprememb napetosti bilančnih vozlišč perturbiranega sistema $\mathcal{N}_p$
ΔI_b	matrika sprememb toka bilančnih vozlišč perturbiranega sistema $\mathcal{N}_p$
$\hat{U}_b$	vektor kompleksnih napetosti bilančnih vozlišč pridruženega sistema $\hat{\mathcal{N}}$
$\hat{I}_b$	vektor kompleksnih tokov bilančnih vozlišč pridruženega sistema $\hat{\mathcal{N}}$
R_1, R_2	upornost
E_{konst}	Theveninova napetost izračunana s predpostavko konstantnih Theveninovih parametrov
E_{dir}	Theveninova napetost izračunana z uporabo Tellegenovega teorema in direktnega izračuna
E_{RLS}	Theveninova napetost izračunana z uporabo RLS identifikacije

$ \underline{E}_{\text{konst}} $	modul Theveninove napetosti izračunane s predpostavko konstantnih Theveninovih parametrov
$ \underline{E}_{\text{dir}} $	modul Theveninove napetosti izračunane z uporabo Tellegenovega teorema in direktnega izračuna
$ \underline{E}_{\text{RLS}} $	modul Theveninove napetosti izračunane z uporabo RLS identifikacije
$\text{VSC}_{\text{konst}}$	kriterij VSC izračunan z uporabo $\underline{E}_{\text{konst}}$
VSC_{dir}	kriterij VSC izračunan z uporabo $\underline{E}_{\text{dir}}$
Q_{gmin}	minimalna proizvodnja jalove moči generatorja
Q_{gmax}	maksimalna proizvodnja jalove moči generatorja
B_{sk}	šentna vozliščna susceptanca v vozlišču k
R_{ik}	rezistanca voda i–k
X_{ik}	reaktanca voda i–k
B_{sik}	šentna susceptanca voda i–k
$ \Delta \underline{I}_{\text{kmin}} $	minimalna sprememba modula bremenskega toka po motnji
$\Delta \underline{I}_{\text{k}}$	sprememba bremenskega toka po motnji
$\Delta \underline{U}_{\text{k}}$	sprememba bremenske napetosti po motnji
ΔT	perioda zajemanja podatkov

1 UVOD

Širitev trgovanja z električno energijo v okviru političnega pritiska za deregulacijo elektroenergetskega sistema je prinesla vrsto težav pri njegovem obratovanju. Težave so se pojavile pri zmanjšani sigurnosti sistema, tj. njegovi manjši odpornosti na motnje, in so vplivale na kakovost dobavljene električne energije. V glavnem so težave nastale zaradi nezadostnega razumevanja delovanja elektroenergetskega sistema.

Na trgu se električna energija obravnava kot tržno blago, čeprav jo je zaradi velikih težav pri njenem shranjevanju in zaradi nujnosti sočasnosti proizvodnje in porabe težko na ta način obravnavati. Pri njeni proizvodnji za trg veljajo pogoji konkurence, ki zahteva zniževanje stroškov. Proizvajalci težijo k dobičku, ki raste z rastjo porabe, če ne vlagajo v nove proizvodne zmogljivosti. Poleg tega ima vsak udeleženec na trgu, npr. proizvajalec, trgovec ali odjemalec, svoboden dostop do omrežja, ki mora izpolnjevati njihove načrte nakupa in prodaje. Zato mora elektroenergetski sistem delovati tudi blizu meja svojih obratovalnih zmogljivosti. Za razliko od drugih sistemov, v katerih se odvija trgovina, ima elektroenergetski sistem izven meja zmogljivosti obsežna območja nestabilnega obratovanja. Že manjša motnja ga lahko pripelje v nestabilno stanje in takoj onemogoči njegovo delovanje. Posledice so številni, bolj ali manj obsežni razpadi elektroenergetskih sistemov, ti. "električni mrki" po vsem svetu, ki so prinesli različno veliko škodo gospodarstvu in družbi.

Problem razpadov EES-ov je bil dolgo omejen zgolj na proučevanje prehodne stabilnosti. V osemdesetih letih pa so začeli zbujati pozornost mnogi primeri delovanja distančne zaščite daljnovodov, kljub temu, da do predhodnih okvar ni prišlo. Izkazalo se je, da ni šlo za napačno delovanje zaščitnih sistemov, temveč za razmere nenormalnih vrednosti impedanc, ki so nastale kot posledica slabšanja napetostnih razmer in naraščanja tokov v omrežjih.

Naloga delovanja elektroenergetskega sistema je zadovoljevanje porabnikov s tolikšno količino kvalitetne električne energije, kolikor jo v nekem trenutku zahtevajo. Eden izmed pogojev, da lahko to realno sploh dosežemo in omogočimo prenos energije od izvorov do porabnikov, je vzdrževanje vrednosti spremenljivk stanja sistema, ki jih predstavljajo fazorji napetosti, v dopustnih mejah. Napetostna nestabilnost je proces, značilen za močno obremenjene sisteme. Zgodi se, da prične napetost v določenem delu EES-a najprej počasi, nato pa vedno hitreje drseti navzdol, dokler se povsem ne sesede. Vzrok lahko leži v odpovedi pomembnega elementa EES-a, kot je to izpadu večjih generatorjev, izpadu povezovalnih vodov, okvari generatorjev jalove moči ali pa zgolj pri skokovitem povečanju delovne in jalove obremenitve. Če ni ukrepanja, lahko pojav nastopa v svoji skrajni obliki, imenovani napetostni zlom, ki pomeni prenehanje napajanja porabnikov. Poslabšanje napetostnih razmer

ter povečanje tokov v sistemu lahko namreč privede do nadaljnjih preobremenitev, izpadov elementov in do končnega razpada sistema. Celoten proces traja od nekaj sekund do ur, najpogosteje pa okrog deset minut.

Na razvoj pojava napetostne nestabilnosti vpliva s svojimi karakteristikami večina elementov EES-a. V prvi vrsti so to izvori moči, prenosni vodi, bremena in regulacijski transformatorji. Kot splošno ugotovitev je mogoče zapisati, da pojav napetostne nestabilnosti največkrat pogojuje predvsem primanjkljaj jalove moči, ali njena neustrezna razporeditev v sistemu, nikakor pa to nista edina pogoja, saj do nestabilnosti lahko pride tudi v enosmernih omrežjih, kjer jalove moči ni [4].

Po svoji naravi je napetostna nestabilnost dinamičnega značaja, vendar jo precejšen del današnjih metod zaradi kompleksnosti EES-a obravnava statično. Večina statičnih analiz obravnava pojav napetostne nestabilnosti s sistemskega stališča s proučevanjem sistemske Jacobijeve matrike in njenih lastnih vrednosti. Pogost način obravnave napetostne nestabilnosti je tudi s pomočjo teorije bifurkacij. Gre za nenadno spremembo v odzivu sistema kot posledica zvezne spremembe enega ali več parametrov sistema, tipično za pojav napetostnega zloma. Kriterij za določitev točke napetostnega zloma je v vseh primerih singularnost sistemske Jacobijeve matrike. Glavna pomanjkljivost metod na podlagi Jacobijeve matrike je, da malo povedo o fizikalnem dogajanju v sistemu in tako otežujejo izbiro potrebnih zaščitnih ukrepov.

Kompleksnejše dinamične analize se uporabljajo predvsem za proučevanje vplivov posameznih elementov EES-a na nastanek napetostne nestabilnosti v delih sistema, kjer smo s statičnimi analizami ugotovili največjo nevarnost nastanka napetostne nestabilnosti.

1.1 Namen disertacije

Pomanjkljivosti statičnih in dinamičnih metod odpravljajo lokalne metode, ki so glede na dinamične in statične metode najmlajše, saj so postale zanimive s pojavom posebnih naprav, ki omogočajo merjenje fazorjev. Od vseh metod so lokalne metode zato tudi najmanj raziskane. Številne analize so pokazale, da fazorji vsebujejo dovolj informacij za ugotavljanje nestabilnosti v sistemu. Za razliko od statičnih, predvsem pa dinamičnih metod, so metode na podlagi fazorjev računsko preproste z jasnim vpogledom v fizikalno ozadje napetostne nestabilnosti. Skupno tem metodam je, da ni treba izračunavati Jacobijeve matrike, saj imamo opravka s fazorji napetosti in tokov v sistemu. Zaradi svoje preprostosti so zato tudi zelo primerne za sprotno spremljanje stabilnosti sistema.

V doktorski disertaciji je treba postaviti lokalne metode v točno določene okvire. Za to smo se odločili, ker v literaturi do sedaj ni zaslediti jasne definicije, kaj so lokalne metode in kdaj se

ta izraz lahko uporablja. Zelo razširjeno je zmotno mnenje, da so lokalne metode del statičnih metod.

Posamezni avtorji so do sedaj predlagali dokaj zapletene lokalne indekse za ugotavljanje bližine napetostne nestabilnosti ali pa imajo indeksi pri uporabi določene omejitve. Zadali smo si postaviti enotne temelje na katerih bi slonele vse lokalne metode. Novi temelji morajo matematično in simulacijsko dokazljivi ter fizikalno predstavljivi. Iz pogoja, ki definira stabilnost lokalnih metod bomo pokazali povezave z nekaterimi do sedaj predlaganimi lokalnimi indeksi, predvsem pa pokazali, da izhodiščni pogoji omogočajo izpeljavo novih lokalnih stabilnostnih indeksov, ki so za razliko od sedaj predlaganih zelo točni, pri uporabi pa nimajo dodatnih omejitev.

V literaturi tudi ne najdemo podrobnejše analize o lastnostih doslej predlaganih indeksov, zato smo se odločili lokalne stabilnostne indekse povezati s teorijo bifurkacij, prek katere bomo lahko več povedali o njihovih splošnih lastnostih. Cilj je bil tudi vse lastnosti preveriti na dejanskih preprostih statičnih in dinamičnih primerih, kjer so razmere bližje razmeram v praksi. Tako pot smo si zastavili zaradi končnega cilja disertacije, ki je predlagati postopek za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti, ki temelji na preprostih lokalnih metodah in ga uspešno uporabiti v praksi.

1.2 Potek dela

Drugo poglavje podaja nekaj glavnih konceptov stabilnosti EES-ov. Opisuje glavne tipe nestabilnosti in delitev glede na vrsto in čas trajanja motenj, ki povzročijo nestabilnost.

Tretje poglavje obravnava napetostno stabilnost. Na začetku podaja vrste in časovne okvire trajanja posamezne vrste napetostne nestabilnosti v nadaljevanju pa analitične podlage za njeno obravnavo. Sledi kratek pregled analize bifurkacij in razčlenitev povezav maksimalna prenesena moč–bifurkacije–meja obremenitve sistema–stabilnostna meja. Razčlenitev teh povezav podaja lastnosti lokalnih metod, pri katerih stabilnostno mejo definira maksimalna prenesena moč.

Četrto poglavje podaja pregled različnih metod za obravnavo napetostne nestabilnosti. Dinamične metode zahtevajo numerično integracijo velikega števila diferencialno–algebrائيh–zveznih–diskretnih časovnih enačb. Statične metode večinoma temeljijo na analizi Jacobijeve matrike. Velikokrat se uporablja razcep z lastnimi in singularnimi vrednostmi ter občutljivostna analiza. Najpogostejše pa se kot merilo bližine napetostne nestabilnosti uporablja kar meja obremenitve sistema. Četrto poglavje na koncu podaja tudi pregled in lastnosti do sedaj uporabljenih metod na podlagi fazorjev napetosti in tokov. Pregled služi uvodu v obravnavo lokalnih metod za obravnavo napetostne nestabilnosti.

Osrednji del disertacije podajamo v petem poglavju. Na začetku poglavja postavimo novo definicijo lokalnih metod in pogoj, ki definira stabilnost lokalnih metod. V nadaljevanju pravilnost tega pogoja preverimo z uporabo Tellegenovega teorema in pridruženih sistemov. Na podlagi pogoja, ki definira stabilnost, nato izpeljemo nove lokalne stabilnostne indekse. Na koncu petega poglavja še enkrat povzamemo bistvene lastnosti lokalnih metod.

V šestem poglavju prehajamo na obsežen sklop simulacijskih rezultatov in primerov uporabe lokalnih metod v praksi. Lastnosti lokalnih metod najprej preverimo na najpreprostejšem statičnem dvozbralčnem sistemu, analizo pa kasneje razširimo na večji 14-zbiralčni in 30-zbiralčni IEEE sistem. Uporabnost lokalnih metod preverimo tudi na 32-zbiralčnem dinamičnem sistemu, kjer so razmere bližje razmeram v praksi. Na koncu šestega poglavja podajamo možnosti uporabe lokalnih metod in lokalnih stabilnostnih indeksov v praksi. Poglavje zaključimo s primerom dejanske uporabe novih lokalnih stabilnih indeksov v RCV-ju Slovenije.

Disertacijo zaključuje sklepno poglavje, ki povzema opravljeno delo, bistvene ugotovitve in navaja izvirne prispevke znanosti.

Disertacija obravnava elektroenergetske sisteme, zato bomo elektroenergetskemu sistemu, kjer ni posebej opozorjeno na kratko rekli kar sistem.

2 STABILNOST EES-ov

Stabilnost elektroenergetskih sistemov, v nadaljevanju kar sistemov, je že od leta 1920 dalje obravnavana kot pomemben problem sigurnega obratovanja EES-a. Številni električni mrki, ki so nastali zaradi nestabilnega delovanja sistemov so priča pomembnosti tega pojava. Problem razpadov sistemov je bil dolgo omejen zgolj na proučevanje prehodne ali tranzientne nestabilnosti. Z naraščanjem obremenitev in izmenjave električne energije ter s pojavom novih tehnologij, ki so omogočile obratovanje sistema na robu tehničnih zmogljivosti, se pojavi zanimanje za preučevanje novih oblik stabilnosti. Frekvenčna stabilnost, medsystemska nihanja, predvsem pa napetostna stabilnost so postajali vedno bolj zanimivi in so pomembna tematika raziskovanja še danes. Dosledno izrazoslovje, dobro razumevanje posameznih tipov stabilnosti in povezav med njimi je ključnega pomena pri raziskovanju, načrtovanju in sigurnem obratovanju sistema.

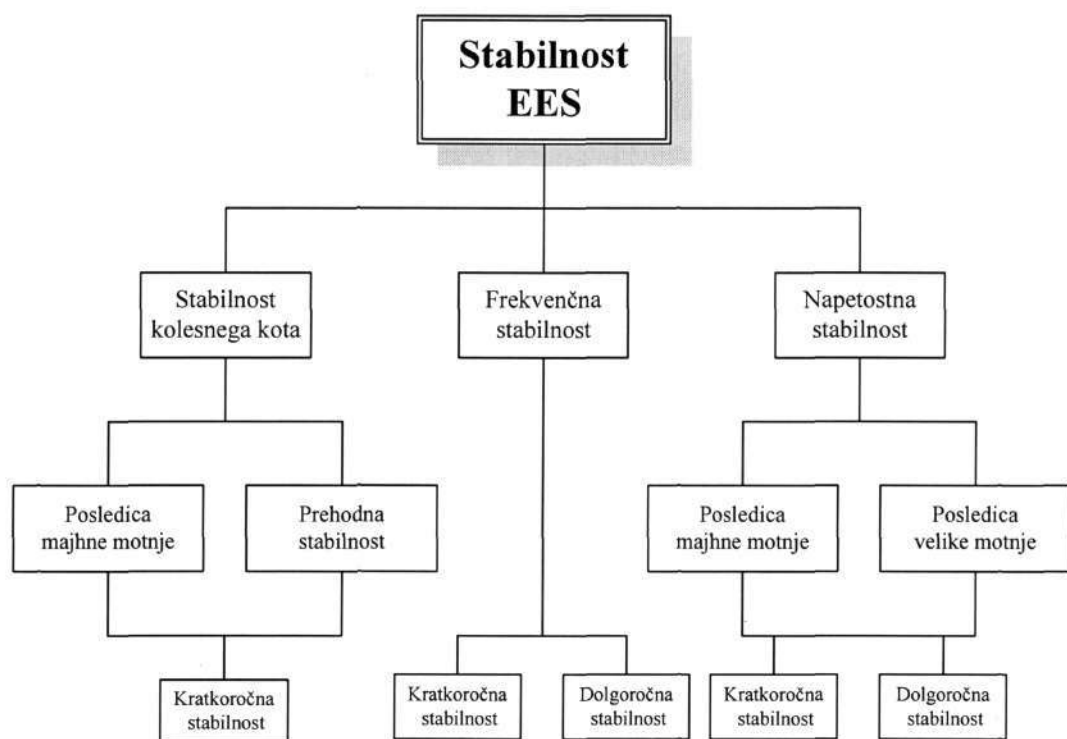
Problem definicije izrazoslovja in razvrstitve stabilnosti sistemov ni nov. Najnovejša definicija [1], [2] stabilnosti je naslednja: stabilnost EES-a je zmožnost sistema, da privede večino sistemskih spremenljivk po motnji iz ene v drugo stabilno delovno točko znotraj vnaprej določenega prostora stanj, tako da delovanje celotnega sistema ni ogrožena. Sl. 2.1 prikazuje razvrstitev stabilnosti [2], [3] glede na:

- fizikalno podlago in spremenljivke stanja, ki najbolj označujejo nastanek nestabilnost,
- velikost motnje, ki se pojavi v sistemu in najbolj vpliva na izbiro metode za obravnavo nestabilnosti ter
- naprave, procese in časovne okvire nastanka nestabilnosti.

Definicija stabilnosti se navezuje na sistem povezan v celoto. Pogosto je zanimiva stabilnost posameznega ali skupine generatorjev. Zgodi se, da generator izgubi stabilnost in pade iz sinhronizma, pri tem pa stabilnost celotnega sistema ni ogrožena. Podobno se lahko dogaja tudi s posameznimi bremenami ali s skupino bremen, kjer se npr. nek asinhronski motor ustavi, pri tem pa stabilnost ostalega sistema ni ogrožena.

Elektroenergetski sistem je po svoji naravi močno nelinearen dinamičen sistem v katerem se obremenitev, proizvodnja in parametri omrežja stalno spreminjajo. Po motnji, ki se pojavi v sistemu, stabilnost sistema zavisi od izhodiščnih obratovalnih razmer pred nastopom motnje in narave motnje, zato je stabilnost lastnost spreminjanja razmer v sistemu okrog ravnotežnih razmer. Znotraj območja ravnotežnih razmer je proizvodnja sistema v vsakem trenutku enaka porabi.

Glede na velikost motnje ločimo stabilnost po majhni motnji in stabilnost po veliki motnji. Majhne motnje, kot npr. spremembe obremenitve bremen, nastopajo ves čas in sistem se mora na njih odzvati v vsakem trenutku in obratovati v novem ravnotežnem stanju ali se vrniti v prejšnje ravnotežno stanje. Sistem se mora enako odzvati tudi na določeno število večjih motenj, kot so npr. kratki stiki ali izpadi večje proizvodnje enote. Velika motnja lahko povzroči tudi izolacijo prizadetega elementa in za razliko od majhnih motenj vodi do spremembe topologije sistema. Nepraktično in neekonomično je zasnovati sistem tako, da bo stabilen po vsaki veliki motnji v sistemu. Pri načrtovanju sigurnega obratovanja sistema ponavadi upoštevamo le odpornost na velike motnje, ki bodo nastopile z verjetnostjo večjo od vnaprej določenega praga. Manjši izbran prag pomeni večjo robustnost sistema na motnje v sistemu in manjšo stopnjo tveganja razpada sistema, torej boljšo sigurnost sistema.



Sl. 2.1: Razvrstitev stabilnosti elektroenergetskega sistema.

Sistem je stabilen, če po motnji obratuje v novem ravnotežnem stanju. Nekateri generatorji ali bremena lahko izpadejo zaradi izolacije prizadetih elementov v sistemu ali zaradi načrtnega izklopa, ki ga za ohranjanje sistema v stabilnem stanju izvede operater ali avtomatski nadzorni sistem. Veliki povezani prenosni sistemi lahko po nastopu velike motnje razpadejo na dva ali več otokov in obratujejo ločeno in hkrati stabilno. Operater ali avtomatski nadzorni sistem bo z različnimi ukrepi sčasoma najverjetneje uspel vzpostaviti stanje, v katerem se je sistem nahajal pred nastopom motnje. Po drugi strani, če je sistem nestabilen, bo prišlo do tega, da se bodo razmere v sistemu močno poslabšale: kolesni koti generatorjev se bodo močno spremenili, ali pa bo prišlo do naglega zmanjševanja napetosti v vozliščih sistema. V

končni fazi take razmere lahko vodijo do zaporednega izpada elementov sistema in razpada celotnega sistema.

V nadaljevanju sledi kratek opis posamezne skupine stabilnosti iz razdelitve na Sl. 2.1. Napetostno stabilnost bomo obravnavali v poglavju 3.

2.1 *Stabilnost kolesnega kota*

Stabilnost kolesnega kota ali kotna stabilnost je zmožnost sinhronskih generatorjev ostati v sinhronizmu po motnji v sistemu. Zavisi od zmožnosti posameznega generatorja, da vzdržuje ali ponovno vzpostavi ravnotežje med elektromagnetskim in mehničnem navorom. Nestabilnost se lahko pojavi v smislu povečanja nihanja kolesnega kota generatorja in izgube sinhronizma z ostalimi generatorji.

Kotna stabilnost obsega opazovanje naravnih elektromehanskih nihanj v sistemu. Podlaga je odnos med spremembo izhodne električne moči generatorja glede na spremembo kolesnega kota. V normalnih stanjih sta mehanični in izhodni elektromagnetski navor v ravnotežju. Po nastopu motnje v sistemu se podre ravnotežje in rotor generatorja se zavre ali pospeši po zakonu gibanja rotirajočega telesa. Če se en generator začasno giblje hitreje glede na nek drug generator, bo prišlo do relativne razlike kolesnih kotov obeh generatorjev. Razlika kolesnih kotov povzroči prenos dela obremenitve iz počasnejšega na hitrejši generator in zmanjševanje razlike kotov. Prenos moči je odvisen od močno nelinearne odvisnosti izhodna moč–kolesni kot. Če relativna razlika kolesnih kotov preseže določen prag, se zgodi, da povečanje razlike kolesnih kotov povzroči zmanjševanje prenosa dela obremenitve in še povečanje razlike med kolesnimi koti. Če sistem ni sposoben absorbirati nastale kinetične energije postane generator nestabilen. Izguba sinhronizma lahko nastopi med enim generatorjem in ostalim sistemom ali med skupino generatorjev in ostalim sistemom.

Stabilnost kolesnega kota se deli na kotno stabilnost, ki nastane kot posledica majhne motnje in prehodno stabilnost, kot posledico velike motnje. Kotna stabilnost kot posledica majhne motnje je sposobnost sistema, da ostane v sinhronizmu po majhni motnji. Zavisi od izhodiščnega stanja, v katerem se nahaja sistem pred nastopom motnje. Pri predpostavki, da so motnje dovolj majhne, lahko pri analizah enačbe lineariziramo okrog delovne točke [3], [4]. To vrsto kotne stabilnosti v nadaljevanju delimo še na stabilnost lokalnega in globalnega značaja. Stabilnost lokalnega značaja je povezana z nihanjem kolesnega kota posameznega generatorja, stabilnost globalnega značaja pa z nihanjem med dvema skupinama generatorjev. Na globalno stabilnost imajo največji vpliv karakteristike posameznih bremen. Časovni okvir trajanja kotne stabilnosti kot posledice majhne motnje je od 10 do 20 sekund po motnji.

Prehodna stabilnost je sposobnost sistema, da ostane v sinhronizmu po veliki motnji, npr. po kratkem stiku na vodu. Odziv sistema zajema velike odklone rotorskih kotov in močno

nelinearne odvisnosti izhodna moč–kolesni kot. Prehodna stabilnost zavisi od izhodiščnega stanja v katerem se je nahajal sistem pred nastopom motnje in od same motnje. Časovni okvir prehodne stabilnosti je normalno od 3 do 5 sekund po motnji, pri zelo velikih sistemih se lahko poveča tudi na 10 do 20 sekund. Glede na časovne okvire nastanka stabilnosti je kotna stabilnost v celoti označena kot kratkoročna stabilnost.

V literaturi se tudi večkrat pojavlja izraz dinamična stabilnost. Zaradi različnih definicij in razumevanja tega izraza literatura [2] uporabo le-tega odsvetuje.

2.2 Frekvenčna stabilnost

Frekvenčna stabilnost je sposobnost sistema, da drži frekvenco znotraj predpisanih meja, po motnji, ki povzroči odstopanja med proizvodnjo in porabo. Zavisi od zmožnosti sistema ohranjanja ravnotežja med proizvodnjo in porabo pri minimalnem razbremenjevanju. Nestabilnost lahko nastopi v obliki trajnega nihanja frekvence, ki vodi do izpada proizvodnje ali bremenske enote.

Močno poslabšane razmere v sistemu največkrat pripeljejo do velikih odstopanj frekvence, pretokov moči, napetosti in drugih sistemskih spremenljivk, ki sprožijo procese, kotno regulacijo in zaščitne sisteme, neznačilne za prehodno ali napetostno stabilnost. Ti procesi so lahko zelo počasni kot npr. dinamika kotlov ali procesi povzročeni z delovanjem volt/Hertz generatorske zaščite. V večjih povezanih sistemih je ta pojav značilen pri razpadu sistema na otoke. Stabilnost posameznega otoka zavisi od zmožnosti sistema ohranjati ravnotežje med proizvodnjo in porabo pri minimalnem razbremenjevanju. Namesto gibanja posameznega generatorja pri tem opazujemo povprečno frekvenco celotnega otoka. Na splošno je frekvenčna stabilnost posledica slabega odziva opreme, slabe koordinacije regulacije sistema in zaščite ali nezadostnih generatorskih rezerv [2], [3].

Frekvenčna nestabilnost traja v časovnih okvirih od delčka sekunde, kamor spadajo podfrekvenčno razbremenjevanje, regulacija in zaščita generatorja pa do nekaj minut, kjer do izraza pride primarna regulacija frekvence in napetostna regulacija bremen. Zato frekvenčno stabilnost ločimo na kratkoročno in dolgoročno.

Amplitude napetosti se lahko med odstopanjem frekvence močno spremenijo, še posebej pri podfrekvenčnem razbremenjevanju v nastalih otokih sistema. Spremembe amplitud napetosti, ki so ponavadi procentualno večje kot spremembe frekvence, vplivajo na ravnotežje med proizvodnjo in porabo. Zaradi previsokih napetosti lahko pri slabo nastavljeni in nekoordinirani zaščiti toka vzbujalnega navitja generatorja in zaščiti volt/Hertz generator nenačrtovano izpade. Pri močno obremenjenih sistemih pa lahko zaradi prenizkih napetosti deluje impedančna zaščita.

3 NAPETOSTNA STABILNOST

3.1 Uvod

Literatura različno opredeljuje pojem napetostne stabilnosti, zadnja predlagana definicija je naslednja [2]: napetostna stabilnost je sposobnost sistema, da po motnji drži napetost vseh vozlišč sistema znotraj predpisanih meja. Zависи od zmožnosti sistema ohranjanja ravnotežja med zahtevano in dobavljeno močjo bremen sistema. Nestabilnost lahko nastopi zaradi znižanja ali zvišanja napetosti nekaterih vozlišč v sistemu. V končni fazi lahko na določenem območju sistema izpadejo bremena ali deluje zaščita in zato zaporedno izpadejo vodi in drugi elementi sistema. Ti izpadi lahko povzročijo tudi izpad generatorjev iz sinhronizma ali izpad generatorja zaradi prekoračitve dovoljene meje toka vzbujalnega navitja [4].

Močno znižanje napetosti v vozliščnih sistema je lahko povezano tudi s stabilnostjo kolesnih kotov. Pri izpadu generatorjev iz sinhronizma lahko npr. razlika kolesnih kotov med dvema skupinama generatorjev doseže 180° in povzroči skokovit padec napetosti na stičnih točkah. Te stične točke so sredina električne oddaljenosti obeh skupin generatorjev. Zaščitni sistemi normalno ločijo obe skupini generatorjev in napetost se dvigne. Če ločitve skupin ni, začnejo napetosti v bližini stičnih točk močno nihati. Vzrok za napetostno nestabilnost pa ni vedno povezan s stabilnostjo kolesnih kotov. Največkrat je napetostna stabilnost povezana z bremenom.

Pogosto uporabljamo tudi izraz napetostni zlom. Napetostni zlom je zaporedjem dogodkov, ki spremljajo napetostno nestabilnost in vodi do nenormalno nizkih napetosti v določenem delu sistema ali celo do razpada celotnega sistema [1]–[5]. Poudariti je treba, da napetostni zlom ni vedno končna faza napetostne nestabilnosti. Stabilno delovanje sistema je mogoče tudi pri zelo nizkih napetostih v sistemu, ko transformatorji z regulacijo odcepov (ULTC) dosežejo najnižje predstave in ko del bremen načrtovano in/ali nenačrtovano izpade. Preostanek bremen so lahko napetostno odvisna bremena, katerih moč se z zmanjšanjem napetosti zniža in sistem ne razpade. Tak potek dogodkov se zaradi dinamike bremen le redko zgodi.

Bremena so gonilna sila napetostne nestabilnosti. Po motnji v sistemu sprememba slipa asinhronskih motorjev, delovanje distribucijskih regulatorjev napetosti in transformatorjev z regulacijo odcepov ter termostatskih bremen poskrbi za to, da se moč bremen po določenem času vrne na prejšnjo vrednost. Zaradi delovanja naštetih naprav se poveča poraba jalove moči in napetosti se še bolj znižajo. Napetostna nestabilnost nastopi, če dinamika bremen

skuša moč bremen vrniti na prejšnjo stanje, pri tem pa dodatne moči prenosni sistem do bremena ne more prenesti ali pa generatorji nimajo dovolj rezerve moči [1], [3]–[7].

Prispevek k napetostni nestabilnosti imajo tudi padci napetosti na induktivnih reaktancah vodov, ki nastanejo zaradi pretoka delovne in jalove moči na prenosnem vodu. Ta padec omejuje zmožnost prenosnih sistemov prenesti delovno moč do bremen in jim zagotoviti napetostno podporo. Prenos moči in napetostna podpora sta omejena tudi zaradi omejevalnikov vzbujanja generatorjev z maksimalnim dovoljenim vzbujalnim tokom. Napetostna stabilnost je ogrožena, ko motnja povzroči povečanje obremenitev voda z jalovo močjo nad mejo, ki so jo zmožni zagotoviti proizvodni viri.

Ena oblika napetostne nestabilnosti je nestabilnost zaradi previsokih napetosti. Ta oblika se je do sedaj pojavila vsaj v enem sistemu [8]. Vzrok za to obliko nestabilnosti so kapacitivni značaj sistema pri majhnih obremenitvah vodov in podvzbujalni omejevalniki generatorjev, ki generatorjem preprečujejo porabiti odvečno jalovo moč. Pri tem je nestabilnost posledica nezmožnosti delovanja generatorjev in prenosnih vodov pod določeno obremenitvijo. Transformator z regulacijo odcepov skuša pri teh razmerah moč bremen po določenem času vrniti na prejšnjo vrednost, s tem pa povzroči dolgoročno napetostno nestabilnost. Napetostna nestabilnost lahko nastane tudi pri zelo dolgih visokonapetostnih enosmernih (HVDC) povezavah, pretvornikih, transformatorjih z regulacijo odcepov in pri samovzbujanju sinhronskih generatorjev, kjer lahko nastopijo zelo visoke napetosti [4].

Sl. 2.1 prikazuje podkategorije v katere delimo napetostno stabilnost glede na velikost motnje in časovni okvir trajanja pojava. Napetostna stabilnost po veliki motnji je sposobnost sistema, da po veliki motnji, kot je npr. kratek stik, okvara in izpad generatorja, voda ali bremena, drži napetost znotraj predpisanih meja. Ta sposobnost zavisi od karakteristik sistema, bremen in od medsebojnega delovanja zveznih in diskretnih regulacij in zaščit v sistemu. Detekcija te vrste stabilnosti zahteva analizo nelinearnih odzivov sistema v časovnih okvirih mehanizmov in delovanja asinhronskih motorjev, transformatorjev z regulacijo odcepov in omejevalnikov vzbujanja generatorjev. Ti pojavi lahko trajajo od nekaj sekund do nekaj deset minut.

Napetostna stabilnost po majhni motnji je sposobnost sistema, da po majhni motnji, kot npr. sprememba obremenitev, drži napetost znotraj predpisanih meja. Na to stabilnost vplivajo karakteristike bremen in zvezna ter diskretna regulacija v določenem trenutku. To stabilnost analiziramo tako, da v vsakem trenutku opazujemo odziv sistema na majhno motnjo. S pravilnimi predpostavkami pri analizah lahko enačbe lineariziramo okrog delovne točke, s tem postane zanimiva tudi analiza Jacobijeve matrike sistema. Linearizacija nelinearnih pojavov pri transformatorjih z regulacijo odcepov (mrtvi, zakasnili časi, diskretni preklopi) ni možna, zato največkrat kombiniramo linearno in nelinearno analizo [9], [10].

Kratkoročna napetostna stabilnost vključuje hitro dinamiko bremen, kot so asinhronski motor, elektronsko krmiljena bremena in HVDC pretvorniki. Povezana je z izgubo kratkoročnega

ravnotežja. Analiza te stabilnosti se giblje v časovnih okvirih nekaj sekund in zahteva reševanje diferencialnih enačb, podobno kot pri analizi stabilnosti kolesnega kota, le da so pri napetostni stabilnosti zanimivi tudi kratki stiki blizu bremen. Dinamično modeliranje bremen je pri kratkoročni stabilnosti ključnega pomena. Uporaba izraza tranzientna napetostna stabilnost ni priporočljiva [2].

Dolgoročna napetostna stabilnost vključuje počasno delovanje transformatorjev z regulacijo odcepov, termostatsko reguliranih bremen in omejevalnike vzbujanja generatorjev. Časovni okviri pojavov se podaljšajo na več minut ali več deset minut, zato pri analizi opravljamo dolgoročne simulacije [7], [9]. Nestabilnost je povezana z izgubo dolgoročnega ravnotežja, stanjem sistema po motnji, ki postane nestabilno že po majhni motnji ali prepoznim ukrepanjem za doseg stabilnih ravnotežnih stanj po motnji [4], [5]. Nestabilnost lahko zavisi tudi od hladnih zagonov bremen. V mnogih primerih se za analizo te vrste stabilnosti uporabna statična analiza [9]–[12], [28]–[31], kadar pa je pomembno delovanje ukrepov za preprečevanje nestabilnosti s časovnega stališča je primernejša analiza kvazi–statične časovne rasti obremenitve [4], [7].

3.1.1 Razlika med kotno in napetostno stabilnostjo

Osnova za razlikovanje med stabilnostjo rotorskih kotov in napetostno stabilnostjo ni slaba povezanost odvisnosti delovna moč–kot in jalova moč–napetost. Pravzaprav sta ti dve povezavi pri bolj obremenjenih sistemih zelo močni, obe stabilnosti pa odvisni od pretokov delovne in jalove moči pred motnjo. Omenjene stabilnosti razlikujemo glede na nabor nasprotujočih si sil, ki se pojavijo pri trajnem neravnotežju sistema in glede na glavne spremenljivke stanja, ki jasno odražajo posledico nestabilnosti.

3.2 Analitične podlage napetostne stabilnosti

V uvodu tega poglavja smo povedali, da k napetostni nestabilnosti prispevajo tako prenosni sistem, generatorji in bremenja. V tem podpoglavju bomo obravnavali vse tri sklope. Podali bomo analitične podlage, mehanizme napetostne nestabilnosti in temeljne karakteristike posameznih elementov, ki so ključnega pomena pri napetostni stabilnosti. Z modeliranjem posameznih elementov za potrebe dinamičnih analiz se podrobneje ne bomo ukvarjali. Lokalne metode za obravnavo napetostne stabilnosti temeljijo na lokalnih fazorjih, zato teh modelov niti ne rabimo boljše izpeljevati.

V prenosnih sistemih je glavni prispevek k napetostni nestabilnosti padec napetosti na induktivnih reaktancah, ki nastane zaradi pretoka delovne in jalove moči na prenosnem vodju. Najprej bomo definirali maksimalno preneseno moč, ki jo sistem lahko dovede bremenu in povezavo med močjo in napetostjo v sistemu. Nato bomo pojasnili kako sta ti dve lastnosti povezani z mejno obremenitvijo sistema, kjer pride do nestabilnosti v obratovanju sistema.

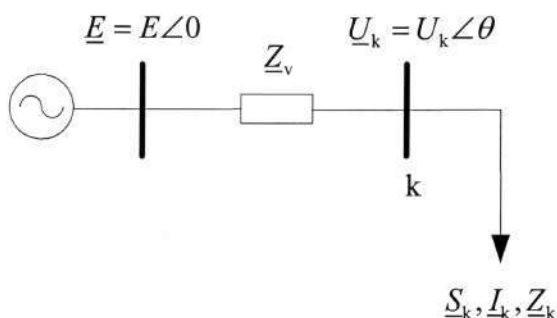
Mejni obremenitvi sistema zato pravimo kar stabilnostna meja. Predstavili bomo tudi UQ krivulje, ki predstavljajo povezavo med napetostjo in jalovo močjo bremena. Zaradi kompleksnosti problema bomo osnovne enačbe in izpeljave za analizo napetostne stabilnosti naredili na dvozbralčnem sistemu, ki omogoča preprost analitičen opis in vpogled v mehanizme, ki nastopajo pri napetostni stabilnosti. V naslednjih razdelkih bomo podlage posplošili na sisteme poljubnih dimenzij.

Sinhronski generatorji so glavni vir jalove moči in vzdržujejo napetostni profil sistema. Njihove karakteristike in omejitve pri obratovanju so za napetostno stabilnost sistema zelo pomembne. Pri obravnavi sinhronskega generatorja se bomo osredotočili na vpliv omejitve proizvodnje jalove moči generatorja na moč, napetost generatorja in na maksimalno preneseno moč. Predstavili bomo tudi obratovalni polieder sinhronskega generatorja.

Bremena so gonilna sila napetostne nestabilnosti. Pri tem skuša dinamika bremen vrniti moč bremen na prejšnjo stanje, vendar dodatne moči prenosni sistem do bremena ne more prenesti ali pa generator nima dovolj rezerve moči. Pri obravnavi bremen se bomo omejili na obravnavo modelov napetostno odvisnih bremen in na mehanizme pri vzpostavljanju moči bremen, ko sprememba slipa asinhronskih motorjev, delovanje distribucijskih regulatorjev napetosti, delovanje transformatorjev z regulacijo odcepov ter termostatska bremena poskrbijo za to, da se moč bremen po določenem času vrne na prejšnjo vrednost. Zaradi delovanja naštetih naprav se poveča poraba jalove moči in napetosti se še bolj znižajo. Na koncu tega podpoglavja bomo omenili še združena bremena.

3.2.1 Maksimalna prenesena moč

Predpostavimo preprost dvozbralčen sistem na Sl. 3.1. V tem sistemu generator neskončne moči $\underline{E}$ po vodu z impedanco $\underline{Z}_v$ napaja breme k z impedanco $\underline{Z}_k$. Po definiciji sta napetost in frekvenca generatorja neskončne moči konstantni. Sistem ima simetrično trifazno obremenitev, veličine pa so sinusne, zato lahko uporabljamo fazorje in kompleksna števila. Fazna referenca je lahko v poljubni točki sistema. Vod predstavlja klasični ekvivalentni Π model, pri čemer smo dozemne kapacitivnosti voda zanemarili.



Sl. 3.1: Dvozbralčen sistem neskončne moči.

Sistem na Sl. 3.1 si lahko predstavljamo tudi kot breme in Theveninov ekvivalent, ki ga vidi breme, zato je izpeljave mogoče posplošiti na sistem poljubnih dimenzij. Moramo pa se zavedati, da Theveninova napetost pri spreminjajočih razmerah v splošnem sistemu ni več konstantna. Pomen Theveninovega ekvivalenta bo še posebej prišel do izraza pri lokalnih metodah za obravnavo napetostne stabilnosti.

Zaradi enostavnosti najprej predpostavimo, da se breme obnaša kot breme konstantne impedance. Kasneje bomo pokazali, da ta predpostavka na rezultate nima vpliva. Bremenska impedanca je enaka:

$$\underline{Z}_k = R_k + jX_k, \quad (3.1)$$

kjer sta R_k in X_k rezistanca in reaktanca voda.

Iz teorije vezij poznamo vprašanje: kolikšna je maksimalna prenesena delovna moč v sistemu na Sl. 3.1 pri spreminjanju $\underline{Z}_k$?

Tok v sistemu ima pri omenjenih predpostavkah vrednost:

$$\underline{I}_k = \frac{\underline{E}}{\underline{Z}_v + \underline{Z}_k} = \frac{\underline{E}}{(R_v + R_k) + j(X_v + X_k)}. \quad (3.2)$$

Pri upoštevanju toka (3.2) je delovna moč bremena enaka:

$$\underline{P}_k = R_k \underline{I}_k^2 = \frac{\underline{E}^2}{\underline{Z}_v + \underline{Z}_k} = \frac{R_k E^2}{(R_v + R_k)^2 + (X_v + X_k)^2}. \quad (3.3)$$

Maksimalno delovno moč bremena pri spreminjanju $\underline{Z}_k$ dobimo, če izraz (3.3) odvajamo po R_k in X_k :

$$\frac{\partial \underline{P}_k}{\partial R_k} = 0 \text{ in} \quad (3.4)$$

$$\frac{\partial \underline{P}_k}{\partial X_k} = 0. \quad (3.5)$$

Po kratki izpeljavi dobimo:

$$(R_v + R_k)^2 + (X_v + X_k)^2 - 2R_k(R_v + R_k) = 0 \text{ in} \quad (3.6)$$

$$-R_k(X_v + X_k) = 0. \quad (3.7)$$

Rešitev enačb (3.6) in (3.7), pri upoštevanju $R_k > 0$ je enaka:

$$R_k = R_v \text{ in} \quad (3.8)$$

$$X_k = -X_v, \quad (3.9)$$

ali na kratko v kompleksni obliki:

$$\underline{Z}_k = \underline{Z}_v^*. \quad (3.10)$$

Maksimalno preneseno moč dobimo, ko je bremenska impedanca enaka konjugirani impedanci voda. Takrat generator vidi čisto ohmsko breme z upornostjo $2R_v$ in zato ne proizvaja jalove moči. Maksimalna prenesena delovna moč je:

$$P_{k\max} = \frac{E^2}{4R_v}, \quad (3.11)$$

Pri maksimalni preneseni moči (3.11) je modul napetosti na bremenu enak polovici modula generatorske napetosti:

$$U_{k\max P} = \frac{E}{2}. \quad (3.12)$$

Zgornji primer ni najbolj primeren za obravnavo mehanizmov napetostne nestabilnosti zaradi dveh razlogov. Ohmska upornost voda R_v je pri vodih veliko manjša od reaktance voda X_v . Če jo zanemarimo $R_v = 0$ je optimalna upornost (3.8) tudi enaka nič, medtem ko je maksimalna prenesena moč (3.11) neskončna. Dobimo nerealen rezultat, saj je zaradi (3.9) neskončen tudi tok (3.2) in izgube (3.3). Tudi, če ohmske upornosti voda ne zanemarimo, dobimo neprimerne rezultate, saj bi npr. breme, ki ima močan kapacitivni značaj težko povezali s sistemom, ki je v splošnem induktivnega značaja. Vpeljemo faktor moči bremena $\cos \varphi$. V izpeljava in na slikah bomo večkrat operirali kar s $\tan \varphi$ bremena.

Z vpeljavo $\tan \varphi = \sin \varphi / \cos \varphi$ bremena lahko ponovno zapišemo enačbo (3.1):

$$\underline{Z}_k = R_k + jR_k \tan \varphi. \quad (3.13)$$

Tok v sistemu (3.2) je sedaj enak:

$$\underline{I}_k = \frac{\underline{E}}{(R_v + R_k) + j(X_v + R_k \tan \varphi)}, \quad (3.14)$$

delovna moč bremena (3.3) pa:

$$P_k = R_k (I_k)^2 = \frac{R_k E^2}{(R_v + R_k)^2 + (X_v + R_k \tan \varphi)^2}. \quad (3.15)$$

Maksimalno preneseno moč poiščemo z odvajanjem (3.4). Po krajši izpeljavi dobimo:

$$(R_v^2 + X_v^2) - R_k^2 (1 + \tan^2 \varphi) = 0 \text{ ali} \quad (3.16)$$

$$|Z_k| = |Z_v|. \quad (3.17)$$

Drugi odvod enačbe (3.15):

$$\frac{\partial^2 P_k}{\partial R_k^2} = -2R_k (1 + \tan^2 \varphi), \quad (3.18)$$

je vedno negativen, zato je rešitev (3.17) res maksimum. Maksimalno preneseno moč torej dosežemo, ko sta modula bremenske impedance in impedance voda enaka.

Zanimiv je zopet rezultat za brezizguben vod, v enačbo (3.16) vstavimo $R_v = 0$ in dobimo:

$$R_{k\max P} = X_v \cos \varphi. \quad (3.19)$$

Enačbo (3.19) vstavimo v enačbo (3.15) in dobimo maksimalno preneseno delovno in jalovo moč ter napetost pri konstantnem faktorju moči:

$$P_{k\max} = \frac{\cos \varphi}{1 + \sin \varphi} \frac{E^2}{2X_v}, \quad (3.20)$$

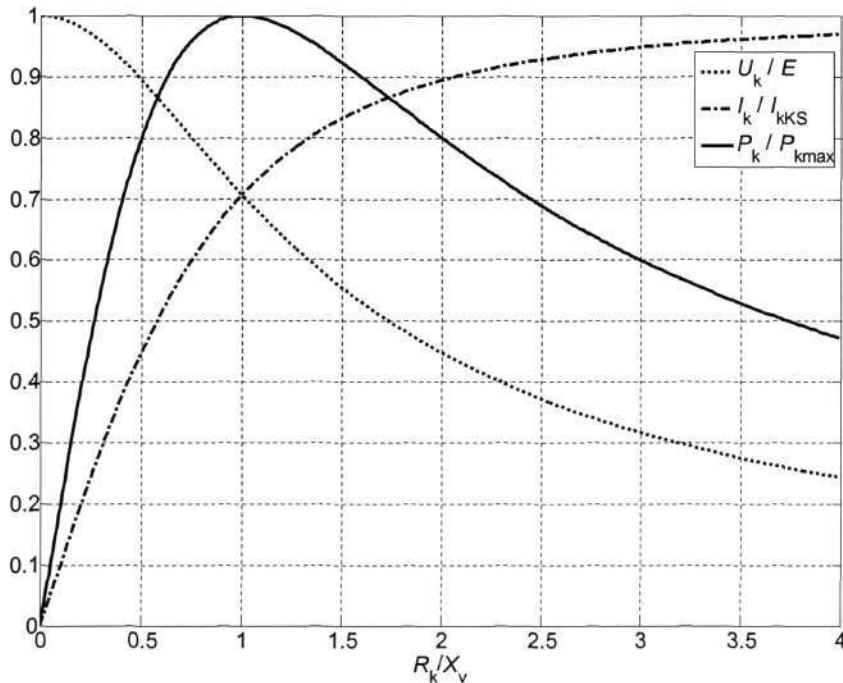
$$Q_{k\max P} = \frac{\sin \varphi}{1 + \sin \varphi} \frac{E^2}{2X_v} \text{ in} \quad (3.21)$$

$$U_{k\max P} = \frac{E}{\sqrt{2}\sqrt{1 + \sin \varphi}}. \quad (3.22)$$

Sl. 3.2 prikazuje napetost, tok in delovno moč brezizgubnega dvozbiralčnega sistema v odvisnosti od spremembe impedance bremena R_k .

Ko impedanca bremena narašča, napetost na bremenu pada, bremenski tok pa narašča. Dokler je ohmska upornost bremena R_k večja od $R_{k\max P}$, naraščanje kvadrata toka I_k^2 prevladuje nad

naraščanjem ohmske upornosti bremena R_k , zato moč bremena P_k narašča. Ko je ohmska upornost bremena manjša od $R_{k\max P}$ se zgodi ravno obratno. Pri vrednosti ohmske upornosti $R_k = 0$ dobimo kratkostične razmere, takrat v obravnavanem sistemu teče kratkostični bremenski tok $I_{kKS} = E / X_v$.



Sl. 3.2: Napetost, tok in prenesena moč za brezizguben dvozbiralčen sistem pri $\tan \varphi = 0$.

V prikazanem primeru na Sl. 3.2 se za idealno kapacitivno breme s $\tan \varphi = 0$ ohmsko upornost pri maksimalni preneseni moči izračunana po enačbi (3.19) enaka $R_{k\max P} = X_v = 1$. Takrat sta maksimalna prenesena moč in pripadajoča napetost glede na enačbi (3.20) in (3.22) enaki:

$$P_{k\max} = \frac{E^2}{2X_v} \quad \text{in} \quad (3.23)$$

$$U_{k\max P} = \frac{E}{\sqrt{2}}. \quad (3.24)$$

V izpeljavi smo zaradi enostavnosti predpostavili breme konstantne impedance. Maksimalna prenesena moč (3.11) ali (3.20) zavisi samo od parametrov omrežja in ne od karakteristike bremen. V nadaljevanju bomo to potrdili, tako, da bo breme poljubno. V ta namen izpeljimo enačbe, ki temeljijo na podlagi moči. Zadnja ugotovitev glede maksimalne prenesen

moči je zelo pomembna pri obravnavi lokalnih metod za ugotavljanje napetostne nestabilnosti, saj bodo te metode temeljile na enačbi (3.17) in na lokalnih fazorjih napetosti in tokov.

3.2.2 Maksimalna prenesena moč iz enačb pretokov moči

Znova za izhodišče vzemimo preprost dvozbralčen sistem na Sl. 3.1, z generatorjem neskončne moči $\underline{E}$ in bremensko napetostjo $\underline{U}_k$, ki ima modul napetosti U_k in fazni premik bremenske napetosti θ glede na fazni kot napetosti vozlišča $\underline{E}$, $\underline{U}_k = U_k \angle \theta$. Zaradi enostavnosti izpeljave predpostavimo brezizgubno omrežje $R_v = 0$. Drugi Kirchhoffov zakon za ta sistem se glasi:

$$\underline{U}_k = \underline{E} - jX_v \underline{I}_k. \quad (3.25)$$

Kompleksno moč bremena:

$$\underline{S}_k = P_k + jQ_k = \underline{U}_k \underline{I}_k^* = \underline{U}_k \frac{\underline{E}^* - \underline{U}_k^*}{-jX_v} = \frac{j}{X_v} (EU_k \cos \theta + jEU_k \sin \theta - U_k^2), \quad (3.26)$$

lahko razstavimo na delovno in jalovo komponento:

$$P_k = -\frac{EU_k}{X_v} \sin \theta \quad \text{in} \quad (3.27)$$

$$Q_k = -\frac{U_k^2}{X_v} + \frac{EU_k}{X_v} \cos \theta. \quad (3.28)$$

Enačbi (3.27) in (3.28) sta enačbi pretokov moči brezizgubnega sistema. Vprašamo se, za katere izbrane delovne P_k in jalove moči Q_k imata enačbi eno samo rešitev.

Z eliminacijo kota φ iz enačb (3.27) in (3.28) dobimo glede na U_k^2 kvadratno enačbo:

$$U_k^4 + (2Q_k X_v - E^2) U_k^2 + X_v^2 (P_k^2 + Q_k^2) = 0. \quad (3.29)$$

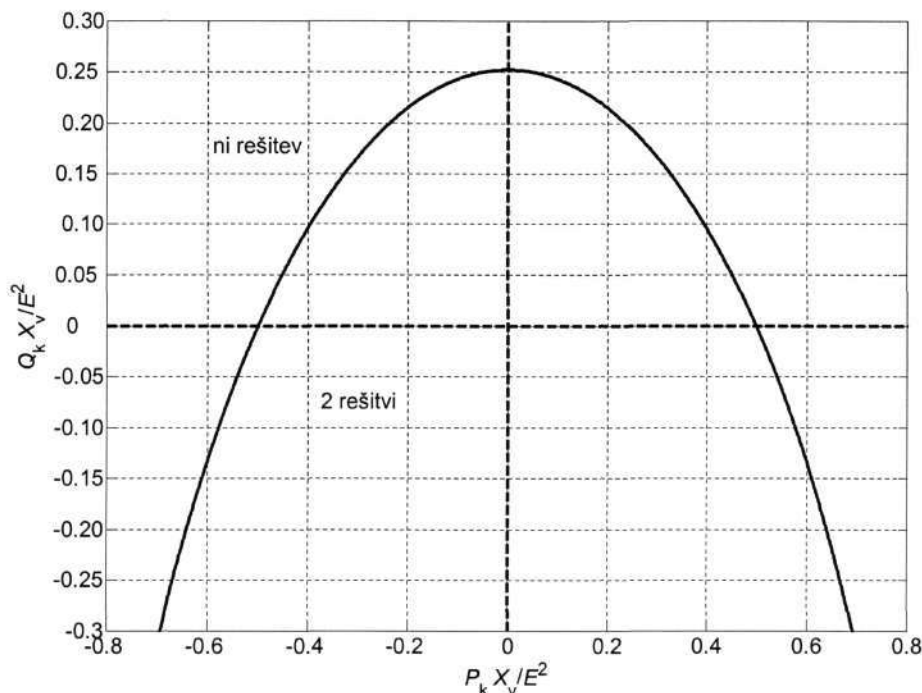
Pogoj, da ima enačba (3.29) vsaj eno rešitev je determinanta večja ali enaka 0:

$$(2Q_k X_v - E^2)^2 - 4X_v^2 (P_k^2 + Q_k^2) \geq 0. \quad (3.30)$$

Enačba (3.30) predstavlja parabolo v (P_k, Q_k) ravnini:

$$-P_k^2 - \frac{E^2}{X_v} Q_k + \left(\frac{E^2}{2X_v} \right)^2 \geq 0. \quad (3.31)$$

Parabola na Sl. 3.3 zadošča enakosti v enačbi (3.31). Normirana je na kratkostični tok in kratkostično napetost. Rešitvi pretokov moči pod parabolo sta dve, izven parabole rešitev ni.



Sl. 3.3: Obstoj rešitev izračuna pretokov moči.

Parabola na Sl. 3.3 predstavlja vse točke maksimalnih prenosov moči. Simetrična je y os, zato stran parabole, kjer je P_k negativen, pripada točkam maksimalne proizvodnje, desna stran s pozitivnim P_k pa točkam maksimalne porabe bremen s podanimi faktorji moči. Torej maksimalna moč, ki jo lahko injiciramo v breme je enaka maksimalni moči bremenja. Če ohmskega dela impedance voda ne zanemarimo, parabola ni več simetrična.

Če v enačbi (3.31) postavimo $P_k = 0$ dobimo:

$$Q_k \leq \frac{E^2}{4X_v}. \quad (3.32)$$

Maksimalna prenesena moč čisto reaktivnega bremenja je torej enaka četrtini kratkostične moči E^2 / X_v , tj. produktu generatorske napetosti E in kratkostičnega toka E / X_v . V izbranem primeru $P_k = 0$ je $P_{kmax} = 0,25$.

Maksimalna prenesena moč čisto ohmskega bremena je enaka polovici kratkostične moči oziroma maksimalni preneseni moči brezizgubnega voda s popolnoma kapacitivnim bremenom (3.23). Rezultat lahko preverimo, če v enačbi (3.31) postavimo $Q_k = 0$ in dobimo:

$$P_k \leq \frac{E^2}{2X_v}. \quad (3.33)$$

Torej maksimalna prenesena moč čisto ohmskega bremena je enaka $P_{k\max} = 0,5$.

Iz povedanega lahko opazimo bistveno razliko med delovno in jalovo močjo. Ob zadostni količini jalove moči v sistemu lahko bremenu prenesemo poljubno delovno moč, medtem ko je največja dovedena jalova moč enaka $E^2 / 4X_v$. Razlika, ki nastane zaradi prevladujočega induktivnega značaja sistema, potrjuje, da velikih količin jalove moči v sistemu ni mogoče prenašati.

3.2.3 Odnos moč–napetost

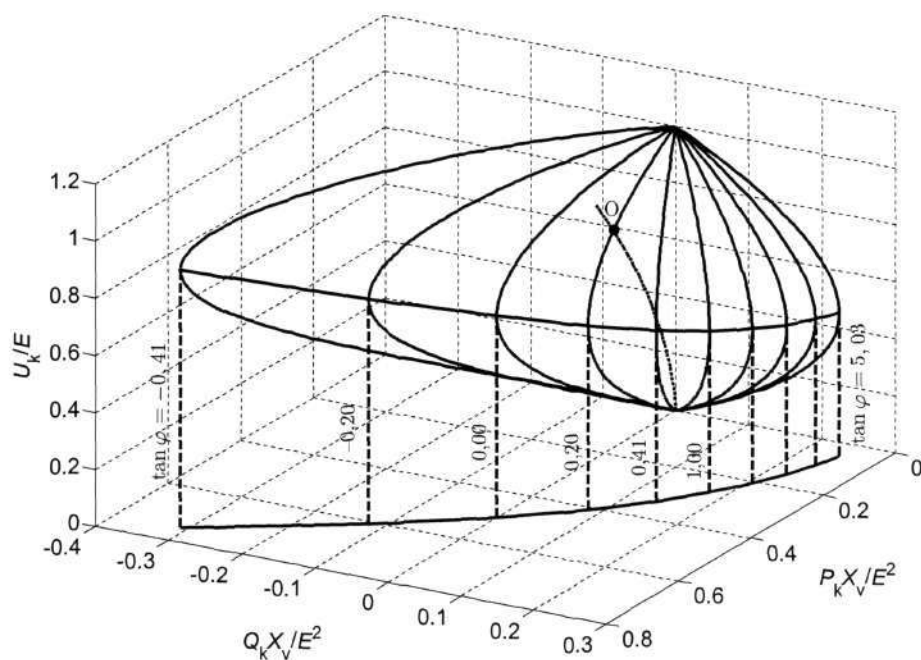
Predpostavimo, da enačba (3.31) drži, potem je rešitev enačbe (3.29) enaka:

$$U_k = \sqrt{\frac{E^2}{2} - Q_k X_v} \pm \sqrt{\frac{E^4}{4} - X_v^2 P_k^2 - X_v E^2 Q_k}. \quad (3.34)$$

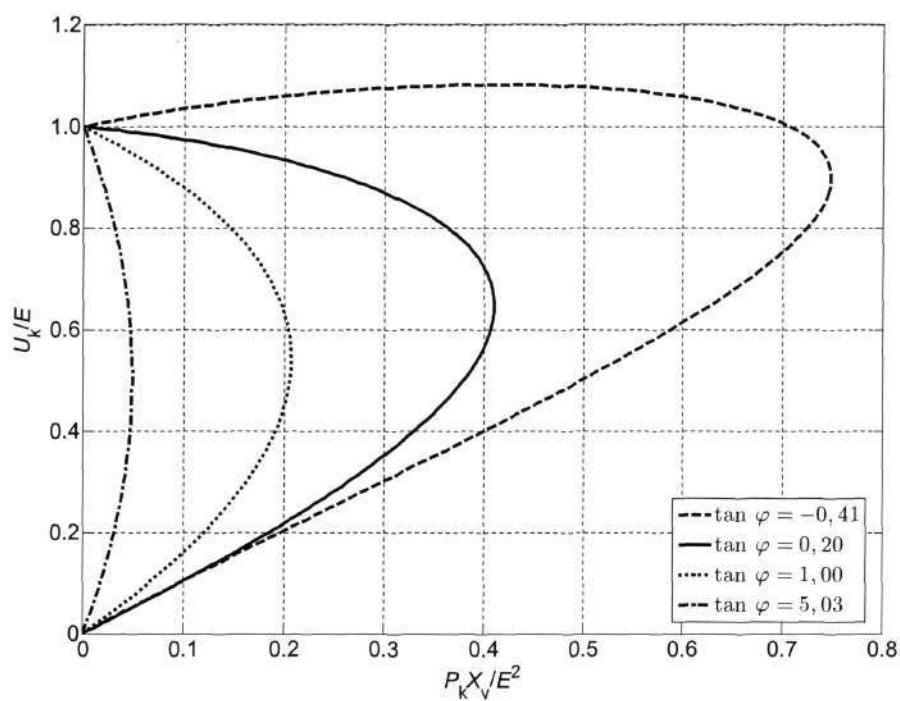
Sl. 3.4 prikazuje dvodimenzionalno površino v (P_k, Q_k, U_k) prostoru, ki jo definira enačba (3.34). Zgornji del te površine ustreza pozitivnemu (višja napetost), spodnji del pa negativnemu predznaku korena (nižja napetost). Ločitvena krivulja med obema deloma površine, ki predstavlja eno samo rešitev, je krivulja maksimalnih prenesenih moči, definirana z enačbami od (3.20) do (3.22). Projekcija ločitvene krivulje na (P_k, Q_k) ravnino predstavlja parabolo na Sl. 3.3.

Meridiani na Sl. 3.4 narisani z normalnimi črtami, so presečišča z navpičnimi ravninami $Q_k = P_k \tan \varphi$, za kote $-\pi/8 \leq \varphi < -\pi/2$ s korakom $\pi/16$. Projekcija teh meridianov na (P_k, Q_k) ravnino podaja krivulje odvisnosti bremenske napetosti od delovne moči za različne $\tan \varphi$, ki jih prikazuje Sl. 3.5. To so zelo znane PU ali nosne krivulje, ki igrajo pomembno vlogo pri napetostni stabilnosti.

Podobno kot smo projicirali meridiane na (P_k, Q_k) ravnino, jih lahko projiciramo na (Q_k, U_k) ravnino in dobimo QU krivulje. Obravnavamo pa lahko tudi QU krivulje v odvisnosti od konstantne moči ali PU krivulje v odvisnosti od jalove moči. Vse te krivulje imajo zelo podobno obliko kot krivulje na Sl. 3.5.



Sl. 3.4: Napetost v odvisnosti od delovne in jalove moči.



Sl. 3.5: PU krivulje.

Na Sl. 3.5 opazimo, da imamo za vsako delovno moč dve rešitvi. Ena rešitev pripada višji napetosti in nižjem toku, druga pa nižji napetosti in višjem toku. Obratovanje sistema pri višji napetosti je normalno obratovanje, trajno obratovanje sistema pri nižji napetosti pa ni sprejemljivo, posebej ne za dinamična bremena. Točki maksimalne prenosne moči pravimo tudi nos PU krivulje.

Na Sl. 3.5 opazimo tudi, da maksimalna prenesena moč bremena z manjšim $\tan \varphi$ (kompenzirano breme) narašča in da je lahko napetost takega bremena v točki maksimalne prenesene moči še dokaj visoka. To stanje je nevarno v smislu, da lahko maksimalno preneseno moč dosežena pri normalnih napetostih. Pri kapacitivnih bremenih s $\tan \varphi < 0$ se zgodi, da napetost v zgornjem delu PU krivulje z naraščanjem moči narašča. Do tega pride, ker breme s $\tan \varphi < 0$ pri povečani moči proizvajajo več jalove moči.

V nadaljevanju bomo pokazali kako so povezani maksimalna prenesena moč, meja obremenitve sistema, napetostna nestabilnost in v končni fazi napetostni zlom.

3.2.4 Sistemska in bremenska PU krivulja

Moč bremena se spreminja z napetostjo in frekvenco. Usmerili se bomo predvsem na odvisnost delovne in jalove moči od napetosti bremena. Tej odvisnosti pravimo karakteristika bremena. Vpeljali bomo tudi neodvisno brezdimenzijsko spremenljivko λ , ki predstavlja faktor obremenitve ali na kratko kar obremenitev. Z λ bomo simulirali povečevanje obremenitve bremena, ki ne bo napetostno odvisno. Na splošno lahko karakteristiko bremena zapišemo kot:

$$P_k = P_k(U_k, \lambda) \text{ in} \quad (3.35)$$

$$Q_k = Q_k(U_k, \lambda). \quad (3.36)$$

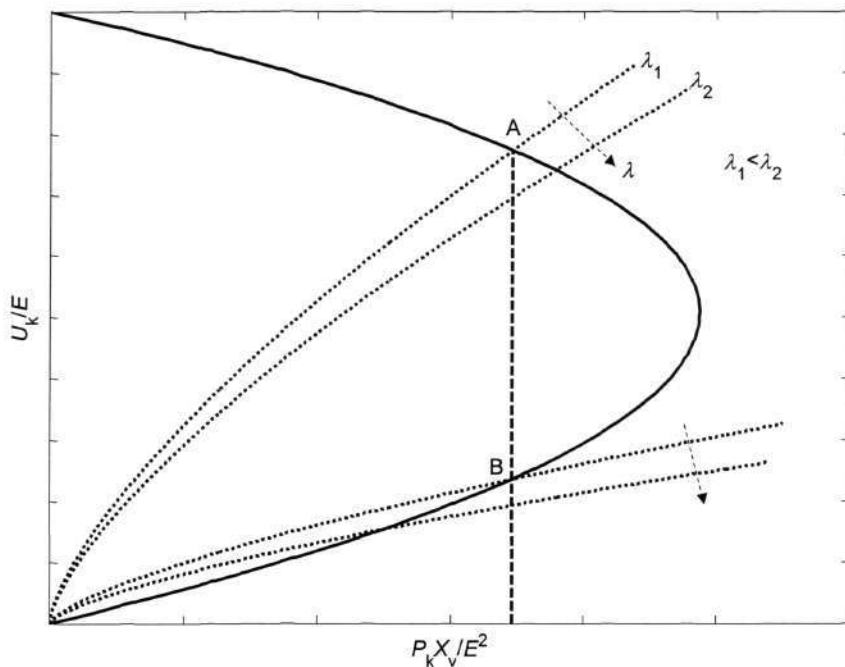
Za točno določeno obremenitev λ enačbi (3.35) in (3.36) definirata krivuljo v (P_k, Q_k, U_k) prostoru, ki seka površino definirano z enačbo (3.34) v eni ali večih točkah. To so možne točke obratovanja bremena s karakteristiko (3.35) in (3.36). S spreminjanjem λ ta presečišča v (P_k, U_k) ravnini opišejo krivuljo, ki ji rečemo sistemska PU krivulja. Sistemska PU krivulja zavisi od karakteristike bremen. Velja poudariti, da sistemske PU krivulje ne moremo dobiti brez bremenske PU krivulje, enačba (3.35).

Predpostavimo breme z eksponentno karakteristiko odvisnosti delovne in jalove moči:

$$P_k = \lambda P_{k0} \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^\alpha \text{ in} \quad (3.37)$$

$$Q_k = \lambda Q_{k0} \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^\beta, \quad (3.38)$$

kjer sta P_{k0} in Q_{k0} vrednosti delovne in jalove moči bremena pri obremenitvi $\lambda = 1$, napetost U_{k0} pa napetost bremena pri močeh bremena P_{k0} in Q_{k0} . EkspONENTA α in β podajata občutljivost delovne in jalove moči bremena na spremembo napetosti bremena. Črtkana krivulja na Sl. 3.4 predstavlja bremensko krivuljo, enačbi (3.37) in (3.38) s parametri $\alpha = \beta = 1,5$ in $Q_{k0}/P_{k0} = 0,2$. Krivulja seka površino, enačba (3.34) v točki O. S spreminjanjem λ se točka O giblje po tej površini. Množica presečišč O za vsa možna λ , projicirana na (P_k, U_k) ravnino, predstavlja sistemsko PU krivuljo na Sl. 3.6.



Sl. 3.6: Sistemska in bremenska PU krivulja.

V izbranem primeru, pri predpostavki bremena z $\alpha = \beta$ in $\tan \varphi = 0,2$ je sistemska PU krivulja enaka PU krivulji, ki je na Sl. 3.5 narisana s polno črto. Pri tem velja relacija, ki jo pri predpostavki $\alpha = \beta$ dobimo iz enačb (3.37) in (3.38):

$$\tan \varphi = \frac{Q_k}{P_k} = \alpha = \beta. \quad (3.39)$$

3.2.5 Vzroki za nastanek napetostne nestabilnosti

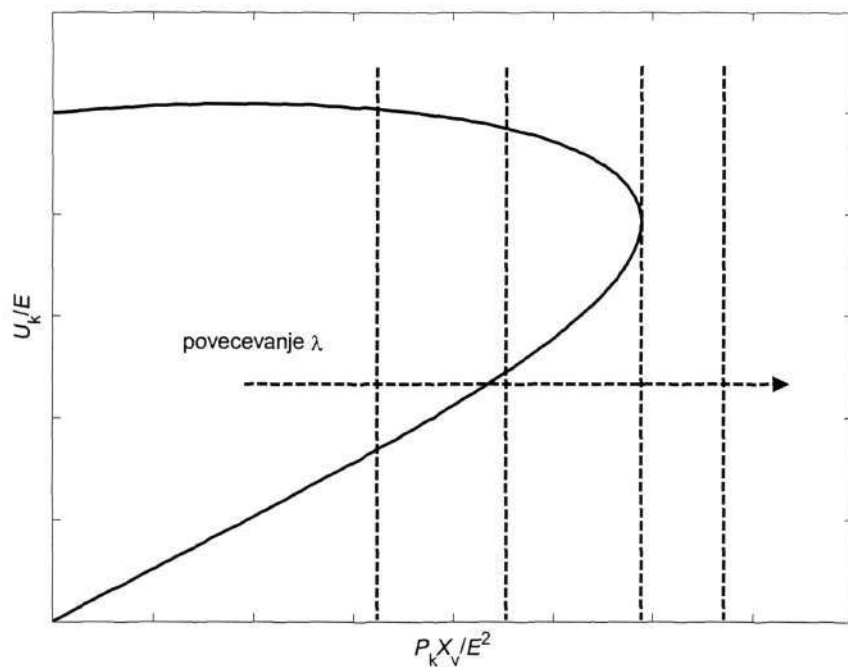
Vsaka črtkana črta na Sl. 3.6 predstavlja bremensko PU krivuljo pri določeni P_{k0} . Točki A in B sta dve obratovalni stanji za isto moč bremena P_k pri različnih obremenitvah λ . Majhna sprememba obremenitve λ v točki A povzroči padec napetosti, hkrati pa tudi večjo delovno moč bremena. To je pričakovano delovanje sistema. V točki B večjo obremenitev λ spremljata padec napetosti in delovne moči bremena. Če je breme statične narave, je obratovanje v točki B mogoče in odvisno le zmožnosti bremena obratovati pri nizkih napetostih in visokem toku. Večino bremen v sistemih je dinamičnega značaja, ki za obratovanje zahtevajo konstantno dovedeno moč. Po motnji v sistemu sprememba slipa asinhronskih motorjev, delovanje distribucijskih regulatorjev napetosti, transformatorjev z regulacijo odceпов in termostatska bremena poskrbijo, da se moč teh bremen po določenem času vrne na prejšnjo vrednost. Obratovanje dinamičnih bremen v točki B je zato nestabilno.

Zamislimo si breme, ki se po motnji obnaša kot prikazujeta bremenski PU krivulji na Sl. 3.6. Dinamičen značaj bremena konstantne moči, zahteva po določenem času prejšnjo vrednost moči bremena, ki je na isti sliki narisana z navpično prekinjeno črto. Tej črti pravimo statična bremenska karakteristika ali bremenska ravnotežna karakteristika. Črtkanim črtam pa večkrat rečemo tudi prehodne bremenske karakteristike.

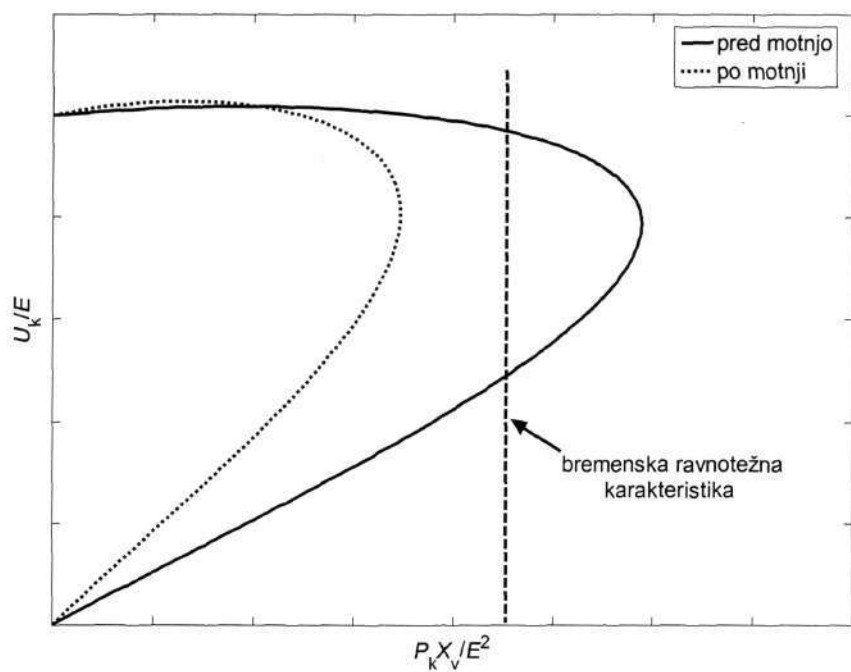
Prvi pogoj stabilnega delovanja sistema je obstoj ravnotežja, ki ga določa presečišče systemske in bremenske PU krivulje. Scenariji napetostne stabilnosti so tesno povezani s spremembami v sistemu, ki vodijo do izgube tega ravnotežja. Sl. 3.7 prikazuje prvi vzrok nastanka nestabilnega delovanja sistema. Povečevanje obremenitve λ povzroči premik statične bremenske karakteristike v desno, dokler ni več presečišča s systemsko PU krivuljo.

Drugi, še bolj pomemben vzrok za nastanek nestabilnosti je večja motnja v sistemu, tj. generator trči ob mejo proizvodnje ali izpade iz obratovanja, izpad voda, ipd. Pri dvozbralčnem sistemu je večja motnja v sistemu enakovredna povečanju X_v in/ali zmanjšanju E . Vzrok za to vrsto nastanka nestabilnosti prikazuje Sl. 3.8. Velika motnja lahko "skrči" systemsko PU krivuljo, tako da po motnji nima več presečišča z nespremenjeno statično bremensko karakteristiko, zato pride do izgube ravnotežja po večji motnji.

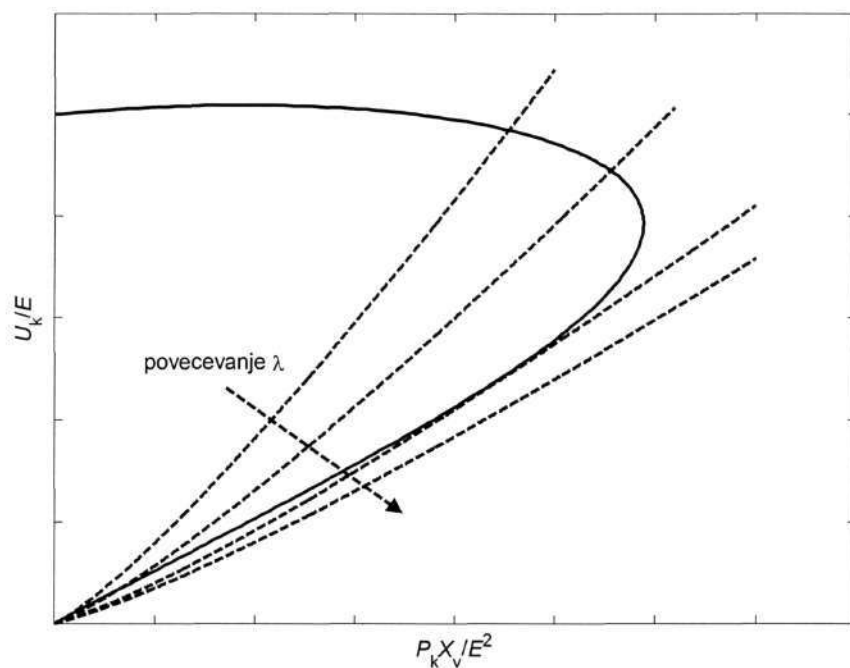
Točka na Sl. 3.7 in Sl. 3.9, kjer bremenska karakteristika pri povečevanju obremenitve λ postane tangenta na systemsko PU krivuljo definira mejo obremenitve sistema. Povečevanje obremenitve čez mejo obremenitve sistema povzroči izgubo ravnotežja. Na Sl. 3.7 točka, kjer bremenska karakteristika postane tangenta na systemsko PU krivuljo, sovpada z maksimalno preneseno močjo. Iz slike vidimo, da bo to mogoče le za bremena z značajem konstantne moči. Na splošno meja obremenitve sistema ne sovpada z maksimalno preneseno močjo, ker zavisi od značaja bremena, kar lahko opazimo na Sl. 3.9.



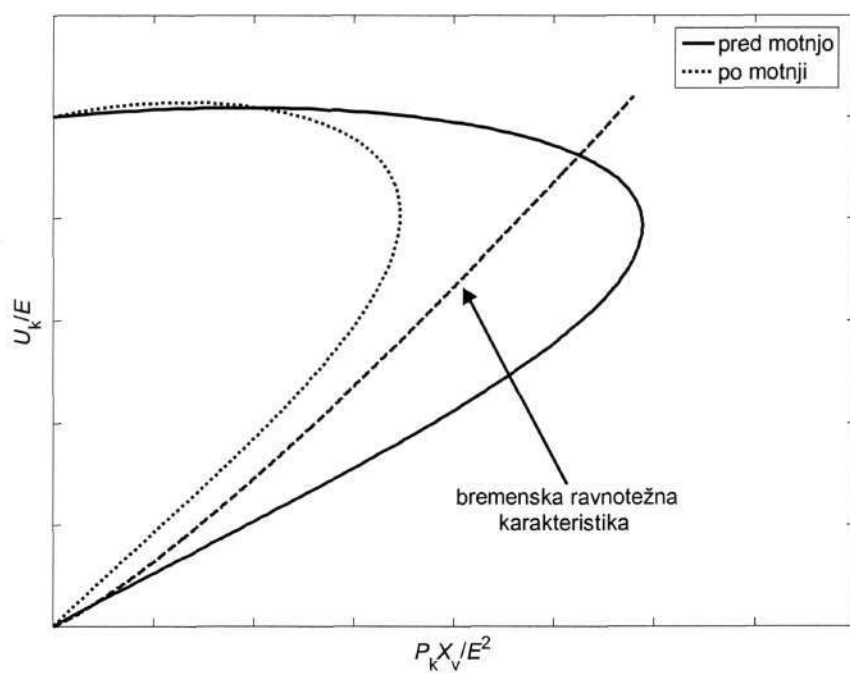
Sl. 3.7: Nastanek napetostne nestabilnosti zaradi povečevanja λ , statična bremenska karakteristika ima značaj konstantne moči $\alpha = \beta = 0$.



Sl. 3.8: Nastanek napetostne nestabilnosti zaradi večje motnje v sistemu, statična bremenska karakteristika ima značaj konstantne moči $\alpha = \beta = 0$.



Sl. 3.9: Nastanek napetostne nestabilnosti zaradi povečevanja λ , statična bremenska karakteristika ima značaj $\alpha = \beta = 0,7$.



Sl. 3.10: Nastanek napetostne nestabilnosti zaradi večje motnje v sistemu, statična bremenska karakteristika ima značaj $\alpha = \beta = 0,7$.

Za določene značaje bremen se lahko celo zgodi, da meja obremenitve sploh ne obstaja. Sl. 3.6 prikazuje tako breme, kjer je obratovanje bremena mogoče pri vseh obremenitvah in zavisí le od zmožnosti obratovanja bremena pri zelo nizkih napetostih. Sl. 3.9 in Sl. 3.10 prikazujeta enaka vzroka za nastanek napetostne nestabilnosti, kot Sl. 3.7 in Sl. 3.8. Razlika je le v značaju statične bremenske karakteristike, v prvem primeru ima statična bremenska karakteristika karakter konstantne moči ($\alpha = \beta = 0$), v drugem pri $\alpha = \beta = 0,7$ pa ne.

Opisana vzroka za nastanek napetostne nestabilnosti ne podajata potek dogodkov, ki se bodo zgodili po izgubi ravnotežja. Govorita le o tem, da bo sistem po izgubi ravnotežja postal nestabilen. Poglobljena analiza vzrokov za nastanek napetostne nestabilnosti in potek dogodkov po izgubi ravnotežja zahteva analizo bifurkacij, ki jo bomo obravnavali v podpoglavju 3.3. Z uporabo te analize bomo v podpoglavju 3.4 pokazali povezave med izgubo ravnotežja, mejo obremenitve sistema, maksimalno preneseno močjo in stabilnostjo sistemov. Glavni namen je pokazati, da maksimalna prenesena moč, ki bo pri lokalnih metodah izhodiščni pogoj za določanje stabilnosti sistema, določa stabilnostno mejo za sistem, v katerem imamo različna združena bremena.

3.2.6 UQ krivulje

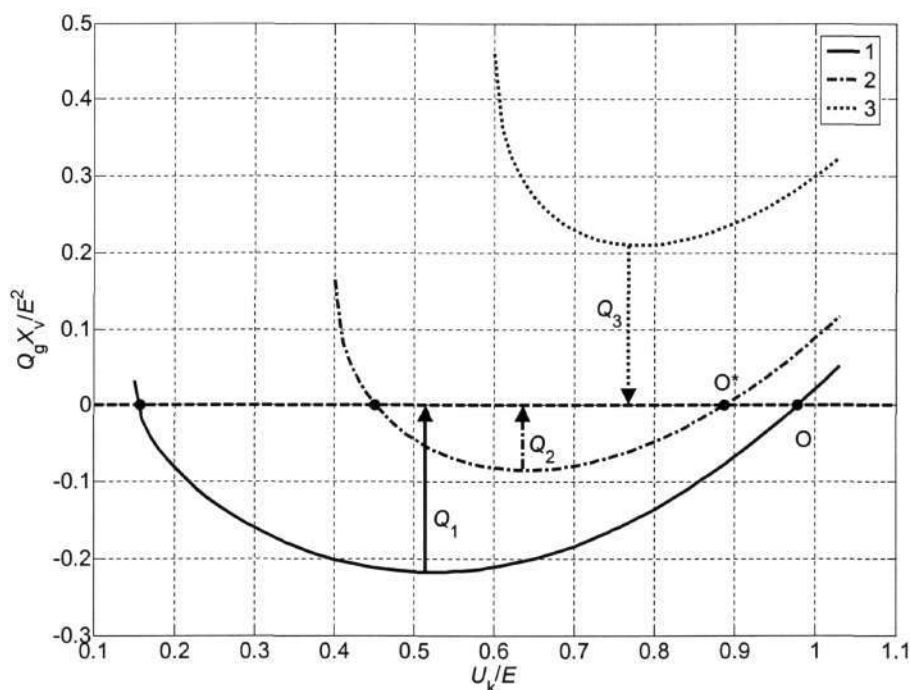
UQ krivulje [3]–[5] podajajo odvisnost med injekcijo jalove moči v določeno vozlišče in napetostjo tega vozlišča. Dobimo jih tako, da v opazovano napetostno regulirano vozlišče postavimo navidezni generator, ki proizvaja samo jalovo moč Q_c in tako vzdržuje napetost vozlišča. Za različne vrednosti napetosti posnamemo jalovo moč navideznega generatorja. Ker navidezni generator proizvaja samo jalovo moč, mu pravimo sinhronski kompenzator. Napetost je pri teh krivuljah neodvisna spremenljivka, rišemo jo na absciso, zato tem krivuljam za razliko od QU krivulj, opisanih v razdelku 3.2.3, največkrat pravimo UQ krivulje.

Za primer ponovno izberimo dvozbiralčen sistem na Sl. 3.1, kateremu v bremensko vozlišče z bremenom konstantne moči vključimo sinhronski kompenzator z močjo Q_c . Enačbi (3.27) in (3.28) lahko ponovno zapišemo kot:

$$P_k = -\frac{EU_k}{X_v} \sin \theta \quad \text{in} \quad (3.40)$$

$$Q_k - Q_c = -\frac{U_k^2}{X_v} + \frac{EU_k}{X_v} \cos \theta. \quad (3.41)$$

Za vsako vrednost napetosti U_k najprej iz enačbe (3.40) izračunamo kot θ in ga vstavimo v enačbo (3.41), tako dobimo jalovo moč Q_c . Sl. 3.11 prikazuje tri UQ krivulje.



Sl. 3.11: UQ krivulje.

Krivulja 1 na Sl. 3.11 pripada neobremenjenemu sistemu. V točkah, kjer krivulja 1 seka ordinatno U_k -os, sinhronski kompenzator ne proizvaja nobene moči. Glede na ugotovitve v prejšnjih razdelkih je točka O, ki predstavlja rešitev pri višji napetosti, normalna obratovalna točka. Krivulja 2 pripada bolj obremenjenemu sistemu. Normalna obratovalna točka brez kompenzacije $Q_c = 0$ ima pri tem označbo O^* . Opazimo, da je krivulja 2 bolj zavita kot krivulja 1 in da je rezerva jalove moči za ta primer manjša, kot rezerva pri neobremenjenem sistemu $Q_1 > Q_2$. Ta rezerva je maksimalna dodatno mogoča obremenitev bremena ali ekvivalentno proizvodnja generatorja do točke izgube ravnotežja, ko sistem ne more več obratovati. Krivulja 3 pripada razmeram, kjer sistem ne more obratovati brez predhodne injekcije jalove moči. To stanje lahko nastopi zaradi velike motnje v sistemu, ki poveča X_v . Rezerva Q_3 je negativna, torej imamo primanjkljaj jalove moči. UQ krivulje podajajo velikost jalove moči, ki jo je treba injicirati v vozlišče, da bomo dosegli želeno napetost in da bo sistem normalno obratoval.

3.2.7 Proizvodnja jalove moči sinhronskega generatorja

Določanje UQ krivulj [3], [4] zahteva obratovanje sinhronskega generatorja pri konstantni delovni moči. V tem razdelku bomo predpostavili obratovanje sinhronskega generatorja pri konstantni napetosti na njegovih sponkah. Zaradi omejitev proizvodnje jalove moči generatorja ta predpostavka ni vedno sprejemljiva, zato si najprej pogledjmo, kako se jalova

moč generatorja spreminja z delovno močjo bremena. Obratovalni polieder sinhronskega generatorja bomo opisali v naslednjem razdelku.

Za primer dvozbiralnega brezizgubnega ($R_v = 0$) sistema na Sl. 3.1 lahko zapišemo:

$$Q_g = Q_k + X_v I_k^2, \quad (3.42)$$

kjer je Q_g proizvodnja jalove moči generatorja, upoštevali pa smo tudi, da je bremenski tok enak generatorskemu, zato ga lahko zapišemo kot:

$$I_k = \frac{S_g}{E} = \frac{\sqrt{P_g^2 + Q_g^2}}{E}. \quad (3.43)$$

Tok (3.43) vstavimo v enačbo (3.42) in zaradi brezizgubnega sistema upoštevamo $P_g = P_k$:

$$Q_g = Q_k + \frac{X_v}{E^2} (P_k^2 + Q_k^2). \quad (3.44)$$

Enačbo (3.44) lahko preoblikujemo in dobimo:

$$Q_g^2 - \frac{E^2}{X_v} Q_g + \frac{E^2}{X_v} Q_k + P_k^2 = 0. \quad (3.45)$$

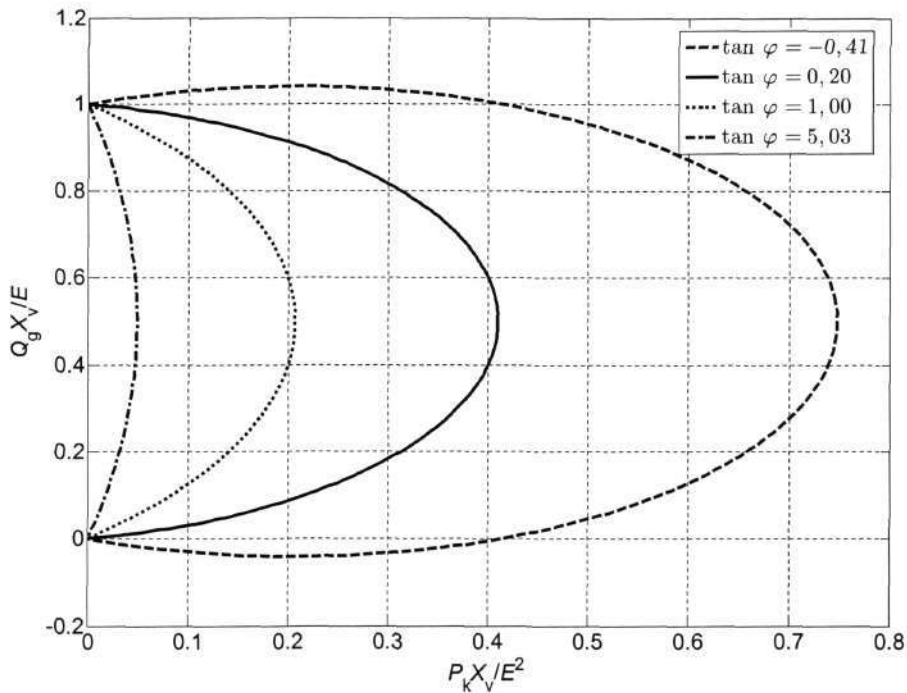
Rešitev kvadratne enačbe glede na jalovo moč generatorja Q_g je enaka:

$$Q_g = \frac{E^2}{2X_v} \pm \sqrt{\left(\frac{E^2}{2X_v}\right)^2 - \frac{Q_k E^2}{X_v} - P_k^2}. \quad (3.46)$$

Rešitev enačbe (3.46) obstaja le, če drži enačba (3.31). Enačba (3.45) definira dvodimenzionalno površino v (P_k, Q_k, Q_g) prostoru. Presek te površine s konstantnim faktorjem moči, podaja P_k, Q_g krivulje, ki jih prikazuje Sl. 3.12.

Krivulje na Sl. 3.12 so podobne PU krivuljam, samo da normalne obratovalne točke sedaj ležijo v spodnjem delu krivulj. Točka ($P_k = 0, Q_g = 0$) ustreza odprtim sponkam, točka ($P_k = 0, Q_g = E^2 / 2X_v$) pa bremenskemu kratkemu stiku. Maksimalna proizvodnja jalove moči je za poljuben faktor moči bremena enaka:

$$Q_{g\max P} = \frac{E^2}{2X_v}. \quad (3.47)$$



Sl. 3.12: Jalova moč generatorja v odvisnosti od delovne moči bremena.

3.2.8 Obratovalni polieder sinhronskega generatorja

Obratovanje sinhronskega generatorja določajo tri glavne spremenljivke: delovna moč generatorja P_g , jalova moč generatorja Q_g in napetost na sponkah generatorja U_g . Tako kot v prejšnjem razdelku predpostavljamo konstantno napetost generatorja. Sl. 3.13 prikazuje obratovalni polieder sinhronskega generatorja, ki podaja odvisnosti proizvodnje delovne moči, jalove moči in napetosti na sponkah generatorja U_g z nazivno napetostjo U_{gn} [5].

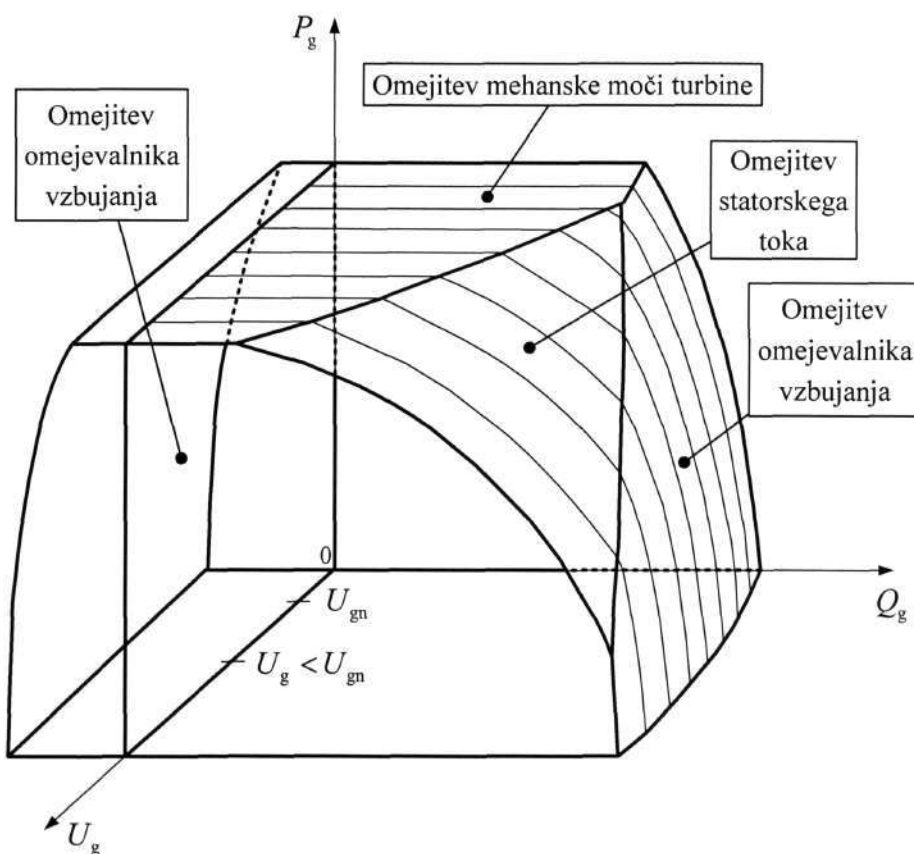
Polieder omejujejo mehanska moč turbine, omejevalnik vzbujanja in segrevanje statorskega navitja. Polieder v praksi dodatno omejujejo in "odrežejo" še nekatere druge veličine, kot so minimalna moč turbine, notranja inducirana napetost, pomožne napetosti vozlišč...[13]

Segrevanje statorskega pogojuje največji dovoljeni statorski tok, ki sledi iz enačbe največje možne proizvedene moči:

$$S_g = \sqrt{P_g^2 + Q_g^2} = U_g I_{s\max}. \quad (3.48)$$

Če predpostavimo generator z neizraženimi poli in zanemarimo nasičenje, velja da sta vzdolžni in prečni reaktanci statorskega navitja enaki:

$$X_d = X_q = X_g. \quad (3.49)$$



Sl. 3.13: Obratovalni polieder sinhronskega generatorja.

Statorske enačbe oziroma notranjo inducirano napetost v kompleksni obliki lahko zapišemo kot:

$$\underline{E}_q = \underline{U}_g + jX_g \underline{I}_s. \quad (3.50)$$

Statorski tok lahko razdelimo na vzdolžno in prečno reaktanco, torej na delovno in jalovo komponento. Za poenostavljen model sinhronskega generatorja, katerega obravnavamo mi sledi iz fazorskega diagrama generatorja naslednji Pitagorov izrek:

$$U_g^2 (E_{q\max})^2 = (U_g^2 + X_g Q_g)^2 + (X_g P_g)^2, \quad (3.51)$$

kjer smo za notranjo inducirano napetost izbrali napetost pri največjem dovoljenem vzbujalnem toku $E_q = E_{q\max}$.

Enačbi (3.48) in (3.51) sta v (P_g, Q_g) ravnini poliedra krožnici z radijem $U_g I_{s\max}$ in $U_g E_{q\max} / X_g$, ki predstavljata omejitve omejevalnika vzbujanja. Prva krožnica ima središče v točki $P_g = 0$, druga pa v točki $-U_g^2 / X_g$. Omejevalnik vzbujanja polieder omejuje tako v induktivnem, kot tudi kapacitivnem območju, kjer se generator obnaša kot porabnik jalove

moči. V kapacitivnem območju je omejitev najmanjši, v induktivnem pa največji dovoljeni vzbujaalni tok.

Pomemben zaključek tega razdelka je, da omejitve obratovalnega poliedra generatorja predstavljajo pomembno vlogo pri napetostni stabilnosti oziroma pri maksimalni preneseni moči. V razdelku 3.2.5 smo pokazali, da potovanje obratovalne točke po PU krivulji proti nižjim napetostim, povzroči naraščanje proizvodnja jalove moči generatorja. Ko slednja zadane ob zgornjo mejo, se PU krivulja močno spremeni in maksimalna prenesena moč se drastično zmanjša.

Iz Sl. 3.13 lahko tudi razberemo, da manjši faktorji moči $\cos \varphi$ ustrezajo manjši rezervi jalove moči. Iz tega lahko zaključimo, da moramo imeti rezervo jalove moči čim bližje porabniških središč z veliko obremenitvijo, kar je pomemben vidik načrtovanja EES-ov.

3.2.9 Karakteristike bremen

Bremena so gonilna sila napetostne nestabilnosti. V razdelku 3.2.4 smo povedali, da karakteristike bremen podajajo odvisnost delovne in jalove moči bremena od napetosti bremena. Te odvisnosti v splošnem zapišemo z enačbama (3.35) in (3.36). V istem poglavju smo obravnavali bremena z eksponentno napetostno odvisnostjo. Za ta bremena povejmo dodatno le, da glede na vrednosti eksponentov α in β ločimo breme konstantne impedance ($\alpha = \beta = 2$), breme konstantnega toka ($\alpha = \beta = 1$) in breme konstantne moči ($\alpha = \beta = 0$). PU krivulje bremena z eksponentno odvisnostjo prikazujejo Sl. 3.6, Sl. 3.9 in Sl. 3.10.

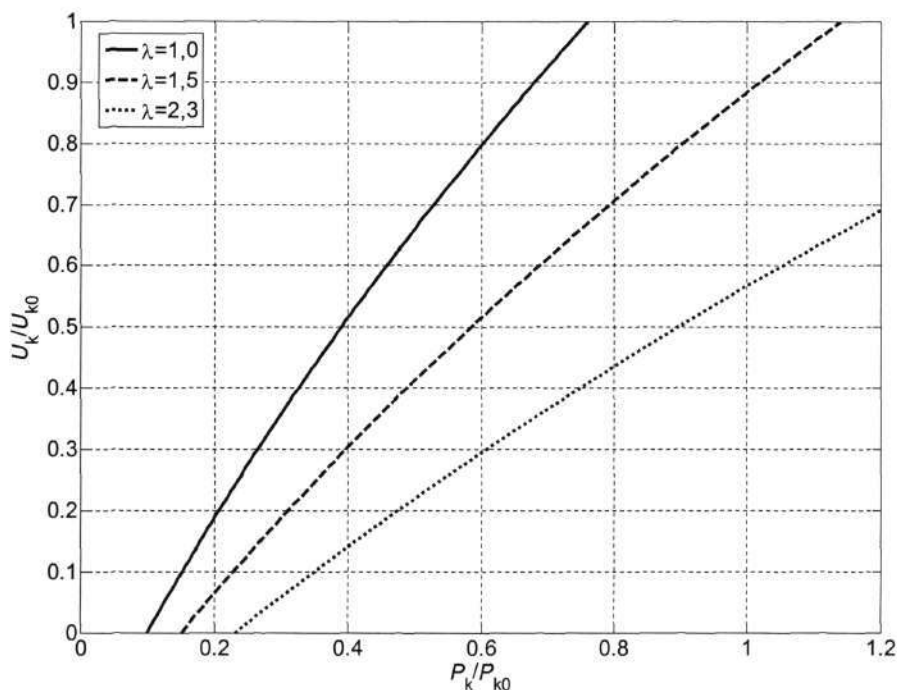
Poleg bremen z eksponentno odvisnostjo napetosti so zanimiva tudi polinomska bremena [4]. Pri tej vrsti bremen združimo posamezne komponente bremena, ki imajo enake ali zelo podobne eksponentne napetostne odvisnosti. Če so koeficienti cela števila postanejo karakteristike polinomi. Poseben primer so ZIP bremena, ki so sestavljena iz treh komponent: konstantne impedance Z , konstantnega toka I in konstantne moči P . Karakteristike ZIP bremen podajata enačbi:

$$P_k = \lambda P_{k0} \left[a_p \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^2 + b_p \frac{U_k}{U_{k0}} + c_p \right] \text{ in} \quad (3.52)$$

$$Q_k = \lambda Q_{k0} \left[a_q \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^2 + b_q \frac{U_k}{U_{k0}} + c_q \right], \quad (3.53)$$

kjer velja $a_p + b_p + c_p = a_q + b_q + c_q = 1$. λP_{k0} in λQ_{k0} sta delovna in jalova moč bremena pri referenčni napetosti U_{k0} .

Sl. 3.14 prikazuje bremensko PU krivuljo ZIP bremena s parametri $a_p = 0,4$, $b_p = 0,5$ in $c_p = 0,1$ pri različnih faktorjih obremenitve $\lambda \geq 1$.



Sl. 3.14: ZIP karakteristika bremena.

3.2.10 Dinamika vzpostavitve moči bremen

V prejšnjem razdelku smo pokazali, da moč bremen zavisi od napetosti. Ta odvisnost je lahko stalna, takrat je breme statično, če pa se spreminja s časom, je breme dinamično. Dinamika bremen in mehanizmi, kot so sprememba slipa asinhronskih motorjev, delovanje distribucijskih transformatorjev napetosti, transformatorjev z regulacijo odcefov in termostatskih bremen, poskrbi za to, da se moč bremen po določenem času vrne na prejšnjo vrednost. Ta proces imenujemo vzpostavitev moči bremen.

Moč bremen v vsakem trenutku zavisi od sistemske bremenske spremenljivke stanja x :

$$P_k = P_t(\lambda, U_k, x) \text{ in} \quad (3.54)$$

$$Q_k = Q_t(\lambda, U_k, x), \quad (3.55)$$

kjer sta P_t in Q_t zvezni funkciji obremenitve, napetosti in spremenljivke stanja x . Pravimo jima tudi prehodni bremenski karakteristiki. Tudi dinamika bremena je zvezna funkcija z diferencialno enačbo:

$$\dot{x} = f(\lambda, U_k, x). \quad (3.56)$$

Za statično bremensko karakteristiko, ki smo jo prav tako, kot prehodno, omenili v razdelku 3.2.5, velja:

$$f(\lambda, U_k, x) = 0. \quad (3.57)$$

Na splošno velja, da $\partial f / \partial x \neq 0$, zato enačbo (3.57) uporabimo za določitev x v odvisnosti od λ in U_k :

$$x = h(\lambda, U_k), \quad (3.58)$$

kjer funkcija h ustreza:

$$f(\lambda, U_k, h(\lambda, U_k)) = 0. \quad (3.59)$$

Če enačbo (3.58) vstavimo v enačbi (3.54) in (3.55) dobimo:

$$P_k = P_t(\lambda, U_k, h(\lambda, U_k)) = P_s(\lambda, U_k) \text{ in} \quad (3.60)$$

$$Q_k = Q_t(\lambda, U_k, h(\lambda, U_k)) = Q_s(\lambda, U_k), \quad (3.61)$$

kjer sta P_s in Q_s statični bremenski karakteristiki. Opazimo lahko, da statični bremenski karakteristiki nista odvisni od bremenske spremenljivke stanja x .

V poglavju 3.2.5 smo že povedali, da dinamika bremen, enačba (3.56), po motnji v sistemu teži k vzpostavitvi moči bremena. Lahko bi rekli tudi, da dinamika bremen skuša moč bremena premakniti k statični bremenski karakteristiki. Tab. 3.1 podaja bremenske spremenljivke stanja x in obremenitvene spremenljivke λ za asinhronski motor, breme, ki je priključeno na transformator z regulacijo odcefov in termostatsko breme [3], [4]. Mehanizmi vzpostavljanja moči teh bremen so za napetostno stabilnost ključnega pomena.

Tab. 3.1: Bremenske spremenljivke stanja x in obremenitvene spremenljivke λ .

Breme	Spremenljivka stanja x	Obremenitvena spremenljivka λ
asinhronski motor	rotorski slip	mehanski navor
breme priključeno na transf. z regulacijo odcefov	pozicija odcepa	moč bremena
termostatsko breme	vrsta priključenega bremena	energija

Prehodna karakteristika zgornjih bremen je ponavadi bolj občutljiva na napetost kot statična bremenska karakteristika, zato je moč bremen po vzpostavitvi moči blizu moči pred motnjo. Prehodna karakteristika bremen podanih v Tab. 3.1 ima največkrat značaj konstantne impedance ali konstantnega toka, statična karakteristika bremen pa značaj konstantne moči [4], [14]–[17].

3.2.11 Model združenega bremena

Pri obravnavi napetostne stabilnosti je pomembno skupno breme, ki ga vidi distribucijski transformator. To združeno breme ponavadi sestavljajo številna posamezna bremena, ki jih opisujejo prejšnji razdelki, kot tudi nizkonapetostni (NN) transformatorji, kabli, kondenzatorske baterije, itd. Združeno breme sestavljajo časovno odvisna dinamična in statična bremena.

Karakteristika združenega bremena se spreminja tudi glede na letni čas, vreme, značilne dneve, ipd. Modeliranje karakteristike združenih bremen je zapletena naloga in področje, ki ga raziskujejo številni raziskovalci.

V prejšnjem razdelku smo omenili, da se ponavadi breme takoj po motnji obnaša kot breme konstantne impedance ali konstantnega toka, po določenem času pa kot breme konstante moči. Podobno se največkrat obnaša tudi združeno breme, kar potrjujejo obširne meritve [18]–[20]. Kot zelo dober približek karakteristike združenega bremena je dinamičen model z eksponentno karakteristiko:

$$T_P \dot{z}_P = \left(\frac{U}{U_0} \right)^{\alpha_s} - z_P \left(\frac{U}{U_0} \right)^{\alpha_t} \quad \text{in} \quad (3.62)$$

$$T_Q \dot{z}_Q = \left(\frac{U}{U_0} \right)^{\alpha_s} - z_Q \left(\frac{U}{U_0} \right)^{\alpha_t}, \quad (3.63)$$

kjer sta z_P in z_Q brezdimenzijski dinamični spremenljivki stanja. Enačbi (3.62) in (3.63) predstavljata prehod prehodne P_t k statični P_s bremenski karakteristiki s časovno konstanto T_P in T_Q . Prehodna karakteristika združenega bremena je ponavadi bolj občutljiva na napetost, kot statična karakteristika ($\alpha_t, \beta_t > \alpha_s, \beta_s$), statična karakteristika pa ima največkrat značaj konstantne moči ($\alpha_s = 0$) [4], [14]–[17].

V nadaljevanju želimo pokazati, da bo za združena bremena vedno obstajala sedelna bifurkacija in posledično meja obremenitve sistema. Želimo pokazati, da bo za združeno breme vedno obstajala stabilnostna meja, zaradi opisanega značaja statične karakteristike pa

bo to stabilnostno mejo določala kar maksimalna prenesena moč, na kateri tudi temeljijo lokalne metode za obravnavo napetostne stabilnosti.

Z analizo bifurkacij in obravnavo stabilnosti ravnotežnih točk, bomo najprej v naslednjem razdelku pokazali, da meja obremenitve sistema ustreza stabilnostni meji sistema, kjer pride do zloma sistema.

3.3 Analiza bifurkacij

V tem razdelku bomo na kratko obravnavali teorijo bifurkacij [4], [21], [22] in njihovem pomenu za nelinearne dinamične sisteme. Teorija bifurkacij obravnava ključni vidik nelinearnih sistemov, tj. nenadna sprememba v odzivu sistema kot posledica zvezne spremembe enega ali več parametrov v istem sistemu, tipično za pojav napetostnega zloma. Predvsem nas zanima, kako določiti stabilnost ravnotežne točke. Pokazali bomo, da zavisi od nastopa bifurkacije, kar pogojuje singularnost Jacobijevih matrik.

Predpostavimo poljuben nelinearen sistem zapisan z nizom diferencialnih enačb prvega reda:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{p}), \quad (3.64)$$

kjer je $\mathbf{x}$ vektor sistemskih spremenljivk stanja velikosti $n \times 1$ in $\mathbf{p}$ vektor parametrov sistema velikosti $k \times 1$. Za vsako vrednost parametrov $\mathbf{p}$ podaja ravnotežne točke sistema (3.64) enačba:

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}^*, \mathbf{p}) = \mathbf{0}. \quad (3.65)$$

Enačba (3.65) določa k -dimenzionalno mnogovrstno ravnotežno točko v $(n+k)$ dimenzijskem prostoru spremenljivk stanja $\mathbf{x}$ in parametrov $\mathbf{p}$. Predpostavimo ravnotežno točko $\mathbf{x}^{(1)}$, ki pripada vrednosti parametra $\mathbf{p}_0$ in privzemimo, da je Jacobijeva matrika $\mathbf{f}_x = \partial \mathbf{f} / \partial \mathbf{x}$ v tej točki nesingularna, zato velja:

$$\det \mathbf{f}_x(\mathbf{x}^{(1)}, \mathbf{p}_0) \neq 0 \text{ in} \quad (3.66)$$

obstaja ena sama zvezna funkcija:

$$\mathbf{x}^* = \mathbf{g}^{(1)}(\mathbf{p}), \quad (3.67)$$

z vejami rešitev ravnotežnih točk enačbe (3.64) $\mathbf{x}^{(1)} = \mathbf{g}^{(1)}(\mathbf{p}_0)$, ki so funkcija $\mathbf{p}$. Za isto vrednost $\mathbf{p}_0$ naj obstaja še ena ravnotežna točka $\mathbf{x}^{(2)}$, ki je druga rešitev enačbe (3.65) za katero je Jacobijeva $\mathbf{f}_x(\mathbf{x}^{(1)}, \mathbf{p}_0)$ matrika nesingularna. Druga zvezna funkcija je pri tem:

$$\mathbf{x}^* = \mathbf{g}^{(2)}(\mathbf{p}), \quad (3.68)$$

z vejami rešitev $\mathbf{x}^{(2)} = \mathbf{g}^{(2)}(\mathbf{p}_0)$.

Točki, kjer se obe veji rešitev $\mathbf{x}^{(1)}$ in $\mathbf{x}^{(2)}$ stikata pravimo bifurkacijska točka. Značilnost bifurkacijske točke je, da je v tej točki Jacobijeva matrika $\mathbf{f}_x$ singularna.

Za ilustracijo si pogledajmo en primer. Vzemimo sistem prvega reda:

$$\dot{x} = x^2 - 2x + 1, 1 - \mu, \quad (3.69)$$

kjer je μ skalarni parameter. Z upoštevanjem pogoja (3.65) dobimo ravnotežne točke, za katere velja:

$$x^2 - 2x + 1 = \mu. \quad (3.70)$$

Sl. 3.15 prikazuje obe veji rešitev, ki smo jih dobili s spreminjanjem μ . Veji rešitev $\mathbf{x}^{(1)} = \mathbf{g}^{(1)}(\mu)$ in $\mathbf{x}^{(2)} = \mathbf{g}^{(2)}(\mu)$ se sekata v bifurkacijski točki B, kjer velja $\partial \mathbf{f} / \partial \mathbf{x} = 0$.

3.3.1 Sedelna bifurkacija

Predpostavimo enoparametričen sistem diferencialnih enačb prvega reda:

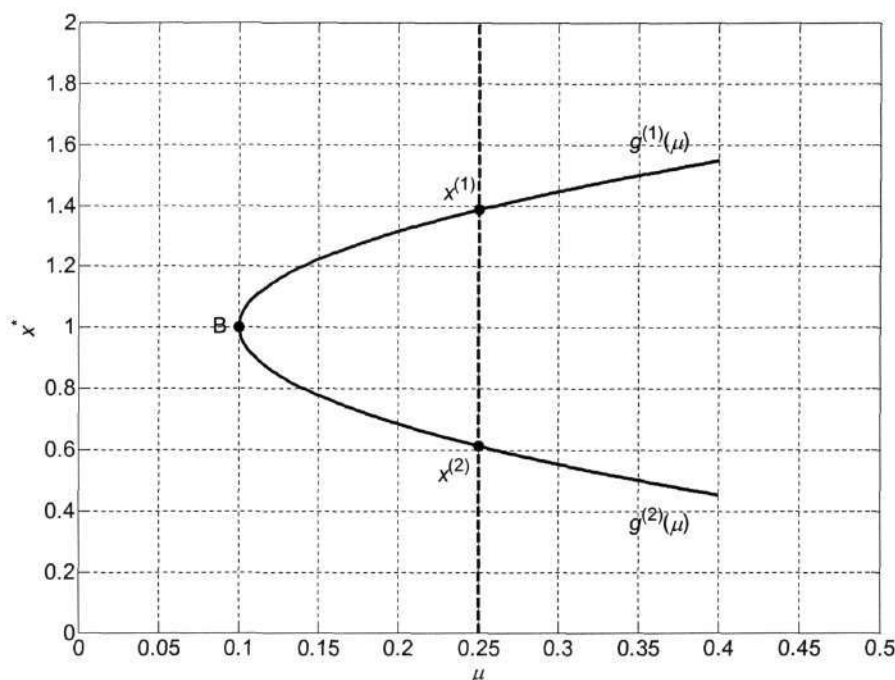
$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mu), \quad (3.71)$$

kjer velja ravnotežni pogoj:

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}^*, \mu) = \mathbf{0}. \quad (3.72)$$

Sedelna bifurkacija je točka, kjer dve veji rešitev ravnotežnih točk sovpadata, kot točka B v prejšnjem primeru. Omenili smo, da je v tej točki Jacobijeva matrika $\mathbf{f}_x$ singularna. Potreben pogoj za nastop sedelne bifurkacije podaja enačba (3.72):

$$\det \mathbf{f}_x(\mathbf{x}^*, \mu) = 0. \quad (3.73)$$



Sl. 3.15: Bifurkacija ravnotežne točke.

Zadostni pogoji za nastop sedelne bifurkacije pa so:

$$\frac{\partial f}{\partial \mu} \neq 0 \text{ in} \quad (3.74)$$

$$\frac{\partial^2 f}{\partial \mu^2} \neq 0. \quad (3.75)$$

Pri nastopu sedelne bifurkacije dve ravnotežni točki, stabilna in nestabilna trčita ena v drugo, posledično pride do razpada ravnotežja in do razpada sistema. Pri multiparametričnem sistemu ima ena ravnotežna točka realno pozitivno lastno vrednost, druga pa realno negativno lastno vrednost. Pri nastopu sedelne bifurkacije sta obe lastni vrednosti enaki nič.

3.3.2 Hopfova bifurkacija

Hopfova bifurkacija [23] izkazuje oscilatorno stabilnost. Znano je, da stabilno ravnotežno stanje lahko preide v nestabilno, če so kompleksne singularne vrednosti, ki jih povzroči sprememba parametra, enake ali večje od nič. Potreben, a ne zadosten pogoj za nastanek Hopfove bifurkacije je obstoj ravnotežne točke s povsem imaginarnimi lastnimi vrednostmi. Tega pogoja v praksi ni lahko izpolniti, saj se dostikrat zgodi, da realni del kritičnega para lastnih vrednosti ne menja predznaka, ko se bliža 0.

3.3.3 Stabilnost ravnotežnih točk

Za namene natančnih dinamičnih analiz sistem predstavimo v prostoru stanj z diferencialnimi enačbami, ki vsebujejo tudi algebraične spremenljivke in njihove omejitve, zato mu včasih pravimo tudi diferencialno–algebraični sistem.

Diferencialno–algebraični sistemi predstavljajo n diferencialnih in m algebraičnih enačb in zveznih funkcij:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p}) \text{ in} \quad (3.76)$$

$$\mathbf{0} = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p}), \quad (3.77)$$

kjer je $\mathbf{x}$ vektor sistemskih spremenljivk stanja, $\mathbf{y}$ vektor m algebraičnih enačb in $\mathbf{p}$ vektor k parametrov sistema. m algebraičnih enačb (3.77) določa mnogovrstnost dimenzije $n + k$ v $(n + m + k)$ dimenzijskem prostoru.

Rešljivost sistemov (3.76) in (3.77) je večkrat problematična, ker ima sistem m nelinearnih algebraičnih enačb (3.77) singularne vrednosti, kjer rešitev ne obstaja in zato časovnega odziva sistema ni mogoče določiti.

Vzemimo točko $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p})$, za katero je Jacobijeva matrika $\mathbf{g}_y(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p})$ nesingularna, zato obstaja ena sama lokalna in zvezna funkcija $\mathbf{F}$ oblike:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{F}(\mathbf{x}, \mathbf{p}), \quad (3.78)$$

v kateri smo izločili algebraične spremenljivke. Ker je $\mathbf{F}$ definirana za vse nesingularne vrednosti $\mathbf{g}_y = \partial \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p}) / \partial \mathbf{y}$, obstaja ena sama časovno odvisna rešitev diferencialno–algebraičnega sistema (3.76) in (3.77).

Ravnotežne točke sistema (3.76) in (3.77) za konstantne $\mathbf{p}$ so rešitev sistema enačb:

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p}) = \mathbf{0} \text{ in} \quad (3.79)$$

$$\mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{p}) = \mathbf{0}. \quad (3.80)$$

Stabilnost ravnotežnih točk lahko določimo tako, da enačbi (3.76) in (3.77) lineariziramo okrog ravnotežja:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\mathbf{x}} \\ 0 \end{bmatrix} = \mathbf{J} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{x} \\ \Delta \mathbf{y} \end{bmatrix}, \quad (3.81)$$

kjer je $\mathbf{J}$ Jacobijeva matrika diferencialno–algebraičnega sistema enaka:

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_x & \mathbf{f}_y \\ \mathbf{g}_x & \mathbf{g}_y \end{bmatrix}. \quad (3.82)$$

Predpostavka nesingularne $\mathbf{g}_y$ iz enačbe (3.81) eliminira $\Delta \mathbf{y}$, zato dobimo:

$$\Delta \dot{\mathbf{x}} = [\mathbf{f}_x - \mathbf{f}_y \mathbf{g}_y^{-1} \mathbf{g}_x] \Delta \mathbf{x}. \quad (3.83)$$

Sistemska matrika stanj $\mathbf{A}$ ali reducirana Jacobijeva matrika je enaka vmesnemu delu enačbe (3.83):

$$\mathbf{A} = \mathbf{F}_x = [\mathbf{f}_x - \mathbf{f}_y \mathbf{g}_y^{-1} \mathbf{g}_x]. \quad (3.84)$$

Matrika $\mathbf{A}$ je Schurov komplement algebraičnih enačb $\mathbf{g}_y$ v Jacobijevi matriki $\mathbf{J}$ [3], [4]. Stabilnost ravnotežne točke diferencialno–algebraičnega sistema za določeno vrednost $\mathbf{p}$ zavisi od singularnih vrednosti sistemske matrike stanj $\mathbf{A}$. S spreminjanjem $\mathbf{p}$ lahko pride v sistemu do bifurkacije. Podobno kot v razdelku 3.3.1 se pogoj za nastanek bifurkacije v sistemu glasi.

$$\det \mathbf{J} = \det \mathbf{g}_y \det [\mathbf{f}_x - \mathbf{f}_y \mathbf{g}_y^{-1} \mathbf{g}_x] = \det \mathbf{g}_y \det \mathbf{A} = 0. \quad (3.85)$$

Pogoj za nastanek sedelne bifurkacije diferencialno–algebraičnega sistema je singularnost Jacobijeve matrike $\mathbf{J}$. Iz enačbe (3.85) sklepamo, da je pri nesingularni Jacobijevi matriki $\mathbf{g}_y$, Jacobijeva matrika $\mathbf{J}$ singularna, če je singularna sistemska matrika stanj $\mathbf{A}$.

3.3.4 Časovna delitev in modeliranje sistemov

Diferencialno–algebraični sistem zapisan z (3.76) in (3.77) vključuje dinamiko, ki se lahko giblje v zelo različnih časovnih okvirih, od zelo hitrih pojavov, ki trajajo do sekunde, pa do zelo počasnih pojavov, trajajočih tudi do več deset minut. V večini primerov je zelo nepraktično analizirati vse te pojave združene kar v enem samem modelu [4]. Pri obravnavi hitrih dinamičnih pojavov smatramo, da so počasne spremenljivke stanja v času trajanja hitrih pojavov konstantne. Pri obravnavi počasnih dinamičnih pojavov pa med trajanjem počasnih sprememb hitro dinamiko sistema zanemarimo ali namesto hitrih spremenljivk vzamemo

kvazi–statične časovne približke oziroma ravnotežne enačbe [4], [7]. Z razdelitvijo na časovne okvire, lahko za vsak časovni okviru uporabimo zelo natančne matematične modele.

Med hitro dinamiko uvrščamo dinamiko:

- sinhronskega generatorja z napetostnimi in frekvenčnimi regulatorji,
- asinhronskega motorja,
- HVDC komponent in
- statičnih var kompenzatorjev.

Ta dinamika traja nekaj sekund po motnji. Počasno dinamiko lahko zapišemo z diferencialnimi enačbami:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z}_c, \mathbf{z}_d), \quad (3.86)$$

kjer je $\mathbf{f}$ zvezna funkcija vektorja sistemskih spremenljivk stanja $\mathbf{x}$ in vektorja algebrائيh enačb $\mathbf{y}$. $\mathbf{z}_c$ in $\mathbf{z}_d$ sta vektorja zveznih in diskretnih počasnih dinamičnih spremenljivk stanja, ki se pri hitrih dinamikah smatrata za konstantno. Hitra dinamika je povezana s kratkoročno napetostno stabilnostjo in izgubo kratkoročnega ravnotežja.

Počasna dinamika traja nekaj minut po motnji, ko so pojavi hitre dinamike že iznihali in ni prišlo do izgube kratkoročnega ravnotežja. Med počasno dinamiko uvrščamo tako zvezno kot diskretno delovanje:

- kompenzacije, transformator z regulacijo odcepov,
- omejevalnika vzbujanja sinhronskega generatorja,
- sekundarne regulacije napetosti in frekvence ter
- termostatsko reguliranih bremen.

Poseben primer nastane, če obravnavamo stanje sistema statično ob določenih trenutkih. Tak sistem lahko opišemo samo z algebrائيskimi enačbami:

$$\mathbf{0} = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z}_c, \mathbf{z}_d). \quad (3.87)$$

Enačba (3.87) predstavlja Kirchhoffov zakon:

$$\mathbf{I}_k - \mathbf{Y}\mathbf{U}_k = \mathbf{0}, \quad (3.88)$$

kjer je $\mathbf{I}_k$ N -dimenzionalni vektor kompleksnih injiciranih tokov, $\mathbf{U}_k$ N -dimenzionalni vektor kompleksnih vozliščnih napetosti in tokov dimenzije N in $\mathbf{Y}$ kvadratna vozliščna admitančna matrika sistema, ki ima dimenzijo $N \times N$. Zavedati se moramo da je enačba (3.88) močno nelinearna, saj so injicirani tokovi $\mathbf{I}_k$ nelinearne funkcije tako vozliščnih napetosti $\mathbf{U}_k$, kot

tudi sistemskih spremenljivk stanja $\mathbf{x}$ in zveznih ter diskretnih počasnih dinamičnih spremenljivk stanja $\mathbf{z}_c$ in $\mathbf{z}_d$.

Najbolj preprost in najbolj uporabljan je model sistema, ki izhaja iz statičnega modela (3.87), v katerem izločimo še počasne spremenljivke stanja $\mathbf{x}, \mathbf{z}_c, \mathbf{z}_d$ in frekvenco sistema. Pri tem dobimo model sistema zapisanega samo z algebrajskimi enačbami:

$$\mathbf{G}(\mathbf{y}) = \mathbf{0}. \quad (3.89)$$

Sistem (3.89) služi za izračun pretokov moči. Izračun pretokov moči lahko uporabimo:

- za izračun obratovalnih stanj (tudi začetnih pogojev za dinamične simulacije),
- za določitev vpliva izpada elementa v sistemu na vejske toke in vozliščne napetosti in
- za hitre ocene stabilnosti sistema.

V tem modelu so tri vrste vozlišč: bremenska PQ vozlišča, generatorska PU vozlišča in bilančno vozlišče, torej imamo $2N$ algebrajskih enačb. Glede na model (3.88) naredimo naslednje poenostavitve:

- bremena imajo konstantno moč,
- generatorji so generatorji konstantne napetosti ali konstantne jalove moči, ko generator trči ob mejo proizvodnje jalove moči, postane breme,
- vsi generatorji razen bilančnega vozlišča so generatorji konstantne moči.

3.4 Meja obremenitve sistema in stabilnost sistema

Ena bistvenih nalog pri analizi sistemov je določevanje obratovalnih stanj, ki so s stališča napetostne stabilnosti kritična. V prejšnjem poglavju smo pokazali, da so to bifurkacije nelinearnih sistemov. V tem podpoglavju bomo pokazali, da lahko bifurkacije primerjamo z mejo obremenitve sistema ali s stabilnostno mejo. Prepričali se bomo tudi, da je stabilnostna meja sistemov zaradi dinamike vzpostavitve moči bremen določena kar z maksimalno preneseno močjo sistema.

3.4.1 Vpliv karakteristik bremen

Vzemimo zopet enostavni dvozbiralni sistem na Sl. 3.1 in breme z eksponentno karakteristiko, enačbi (3.37) in (3.38):

$$P_k = \lambda P_{k0} \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^\alpha \quad \text{in} \quad (3.90)$$

$$Q_k = \lambda Q_{k0} \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^\beta. \quad (3.91)$$

V razdelku 3.2.4 smo pokazali, kako bremenska karakteristika vpliva na sistemsko karakteristiko in določa obratovalna stanja za različne obremenitve λ . Če primerjamo enačbi (3.90) in (3.91) z enačbama (3.27) in (3.28) dobimo:

$$-\frac{EU_k}{X_v} \sin \theta = \lambda P_{k0} \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^\alpha \quad \text{in} \quad (3.92)$$

$$-\frac{U_k^2}{X_v} + \frac{EU_k}{X_v} \cos \theta = \lambda Q_{k0} \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^\beta. \quad (3.93)$$

Sistem enačb (3.92) in (3.93) ima trivialno rešitev $U_k = 0$ (kratek stik), ki ni zanimiva. Predpostavimo $U_k \neq 0$ in enačbi ponovno zapišimo:

$$-\frac{E}{X_v} \sin \theta = \lambda \frac{P_{k0}}{(U_{k0})^\alpha} (U_k)^{\alpha-1} \quad \text{in} \quad (3.94)$$

$$-\frac{U_k}{X_v} + \frac{E}{X_v} \cos \theta = \lambda \frac{Q_{k0}}{(U_{k0})^\beta} (U_k)^{\beta-1}. \quad (3.95)$$

Sistema enačb (3.94) in (3.95), kjer iščemo (U_k, θ) ne moremo rešiti analitično, razen za nekatere posebne vrednosti α in β : $\alpha = \beta = 0, 1, 2$. Glede na PU krivulje na Sl. 3.6, kjer velja $\alpha = \beta = 1, 5$ in $Q_{k0} / P_{k0} > 0$ ter Sl. 3.9, ki prikazuje rezultate za eksponentno bremen z $\alpha = \beta = 0, 7$ in $Q_{k0} / P_{k0} < 0$ lahko zaključimo, da za:

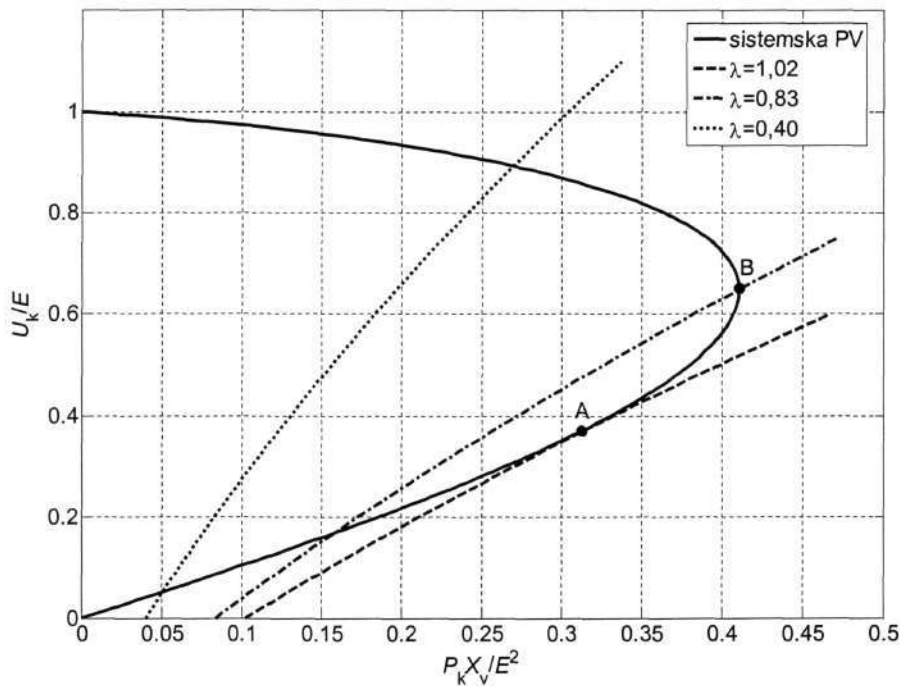
- $\alpha = \beta < 1$ obstajata za $\lambda < \lambda_{\max}$ dve rešitvi, za $\lambda > \lambda_{\max}$ pa ena rešitev. Obremenitev $\lambda = \lambda_{\max}$ ustreza meji obremenitve sistema, ki ustreza maksimalni obremenitvi, pri kateri rešitev še obstaja;
- $\alpha = \beta \geq 1$ obstaja za poljubno obremenitev λ ena sama rešitev U_k , meja obremenitve pa ne obstaja;
- breme konstantne moči, $\alpha = \beta = 0$, meja obremenitve $\lambda_{\max}$ sovpada z maksimalno preneseno močjo podano z enačbo (3.20).

Za ZIP breme, ki smo ga obravnavali v razdelku 3.2.9 in ga definirata enačbi (3.52) in (3.53) lahko po istem postopku kot za eksponentno breme zapišemo:

$$-\frac{EU_k}{X_v} \sin \theta = \lambda P_{k0} \left[a_p \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^2 + b_p \frac{U_k}{U_{k0}} + c_p \right] \quad \text{in} \quad (3.96)$$

$$-\frac{U_k}{X_v} + \frac{E}{X_v} \cos \theta = \lambda Q_{k0} \left[a_Q \left(\frac{U_k}{U_{k0}} \right)^2 + b_Q \frac{U_k}{U_{k0}} + c_Q \right]. \quad (3.97)$$

Tudi pri tem je analitična rešitev možna le za posebne primere. Zopet si pomagamo grafično s PU krivuljami. Sl. 3.16 prikazuje sistemsko (polna črta) in bremenske PU krivulje pri različnih obremenitvah $\lambda \leq 1$. Bremenske krivulje za isto breme pri obremenitvah $\lambda \geq 1$ prikazuje Sl. 3.14.



Sl. 3.16: Meja obremenitve ZIP bremena s parametri $a_p = 0,4$, $b_p = 0,5$ in $c_p = 0,1$.

Zaradi lažje predstave smo izbrali $a_p = a_Q, b_p = b_Q, c_p = c_Q$, kar zagotavlja konstanten faktor moči, ki pripada razmerju $Q_{k0} / P_{k0} = 0,2$ in s tem lažjo predstavitev sistemske PU krivulje.

V izbranem primeru je meja obremenitve sistema dosežena v točki A pri obremenitvi $\lambda_{\max} = 1,02$. Opazimo, da se točka A nahaja v spodnjem, nestabilnem delu sistemske PU krivulje in da je meja obremenitve večja od maksimalne prenesene moči, ki je za ta primer $\lambda = 0,83$. V nestabilnem delu se tako moč bremena kot tudi napetost bremena s povečevanjem obremenitve zmanjšujeta.

Analize različnih ZIP bremenskih karakteristik pokažejo, da bo sedelna bifurkacija in meja obremenitve sistema obstajala, če bosta koeficienta konstante moči c_p in c_Q različna od nič, torej če bo vsaj del bremena imel značaj konstantne moči [4].

Vpliva karakteristik ostalih bremen podanih v Tab. 3.1 podrobno analizira literatura [4], [14], [15]. Na tem mestu povejmo le, meja obremenitve sistema pri nekaterih bremenih lahko nastopi prej ali kasneje, kot pri obremenitvi, ki ustreza maksimalni preneseni moči. Zaradi lastnosti združenih bremen iz razdelka 3.2.11 je maksimalna prenesena moč v takih primerih zelo dober pokazatelj napetostne nestabilnosti.

3.4.2 Lastnosti meje obremenitve sistema

V tem razdelku želimo pokazati, da mejo obremenitve sistema določajo bifurkacije. Osredotočili se bomo na vzrok nastanka nestabilnega delovanja sistema, ki je povezan s povečevanjem obremenitve λ (razdelek 3.2.5), sem pa spada tudi zniževanje proizvodnje v bremenskih središčih zaradi npr. prerazporeditve proizvodnje.

Predpostavimo, da je sistem statičen z nizom n algebraičnih enačb in z n algebraičnimi spremenljivkami, ki jih označimo z vektorjem $\mathbf{u}$:

$$\psi(\mathbf{u}, \mathbf{p}) = \mathbf{0}, \quad (3.98)$$

kjer je ψ vektor zveznih funkcij in $\mathbf{p}$ vektor parametrov sistema dimenzije n_p . Enačba (3.98) je splošna, tako da ψ in $\mathbf{u}$ lahko ustrezata stanju sistema v različnih pogojih, odvisno od modela sistema, ki ga izberemo. Če npr. izberemo model sistema in enačbe, ki opisujejo kratkoročno napetostno stabilnost, bomo lahko opazovali kratkoročno stabilnost sistema, podobno pa velja tudi za dolgoročno stabilnost.

Ker obravnavamo mejo obremenitve sistema bomo predpostavili, da so neodvisni parametri $\mathbf{p}$ obremenitve v sistemu. Mejo obremenitve sistema določa maksimalna obremenitev, kjer še obstaja rešitev (3.98).

Obstaja veliko metod, kako določiti mejo obremenitve sistema [4]. Vsaka kombinacija parametrov $\mathbf{p}$ ima za rezultat eno mejo obremenitve sistema. Metode določevanja meje obremenitve sistema bomo podrobneje obravnavali v razdelku 4.2.4. Na tem mestu problem zapišimo kot optimizacijski problem, kjer iščemo mejo obremenitve sistema, ki od vseh rešitev pripada največji skalarni funkciji ζ parametrov $\mathbf{p}$:

$$\begin{aligned} \max_{\mathbf{p}, \mathbf{u}} \zeta(\mathbf{p}) \\ \text{glede na } \psi(\mathbf{u}, \mathbf{p}) = \mathbf{0} \end{aligned} \quad (3.99)$$

Zapišemo lahko Lagrangeovo optimizacijsko funkcijo $\mathcal{L}$ in jo parcialno odvajamo po posameznih spremenljivkah:

$$\mathcal{L} = \zeta(\mathbf{p}) + \Omega^T \Psi(\mathbf{u}, \mathbf{p}) = \zeta(\mathbf{p}) + \sum_i \omega_i \psi_i(\mathbf{u}, \mathbf{p}), \quad (3.100)$$

$$\begin{aligned} \nabla_{\Omega} \mathcal{L} &= 0 \Leftrightarrow \Psi(\mathbf{u}, \mathbf{p}) = 0 \\ \nabla_{\mathbf{p}} \mathcal{L} &= 0 \Leftrightarrow \nabla_{\mathbf{p}} \zeta + \Psi_{\mathbf{p}}^T \Omega = 0, \\ \nabla_{\mathbf{u}} \mathcal{L} &= 0 \Leftrightarrow \Psi_{\mathbf{u}}^T \Omega = 0 \end{aligned} \quad (3.101)$$

kjer je Ω vektor Lagrangeovih multiplikatorjev, $\Psi_{\mathbf{p}}$ in $\Psi_{\mathbf{u}}$ sta Jacobijevi matriki, $\nabla_{\mathbf{p}} \zeta$ pa gradient skalarne funkcije ζ po parametrih $\mathbf{p}$. Pogojem (3.101) je pri predpostavki $\nabla_{\mathbf{p}} \zeta \neq 0$ zadoščeno, če je Jacobijeva matrika $\Psi_{\mathbf{u}}$ singularna. Torej meja obremenitve sistema ustreza tisti obremenitvi, pri kateri je Jacobijeva matrika $\Psi_{\mathbf{u}}$ statičnega sistema (3.98) singularna. Mejo obremenitve sistema torej določa pogoj:

$$\det \Psi_{\mathbf{u}} = 0. \quad (3.102)$$

Opazimo, da pogoja za mejo obremenitve sistema (3.102) in za nastop sedelne bifurkacije (3.73) sovpada. To pomeni, da je obremenitev v sistemu res največja pri nastopu sedelne bifurkacije in da je stabilnost sistema določena z mejo obremenitve sistema.

Rezultat (3.102) smo izpeljali pod pogojem zvezne funkcije Ψ . Pri diskretnem delovanju transformatorja z regulacijo odcepov in omejevalnika vzbujanja sinhronskega generatorja se zgodi, da je pri meji obremenitve sistema determinanta $\Psi_{\mathbf{u}}$ nesingularna. Kljub temu, da meja obremenitve sistema ne sovpada s sedelno bifurkacijo se izkaže, da stabilnostno mejo sistema določa meja obremenitve sistema [4]. Problem napetostne ogroženosti sistema pri še večjih diskretnih motnjah v sistemu, kot so izpad voda ali izpad generatorja, delno rešujejo sigurnostne analize.

Podobno bi lahko izpeljali, da pogoj za nastanek kratkoročne napetostne nestabilnosti določa nastop kratkoročne sedelne bifurkacije in nastanek dolgoročne napetostne nestabilnosti nastop dolgoročne sedelne bifurkacije. Kratkoročna stabilnost je povezana s singularnostjo determinante Jacobijeve matrike diferencialno-algebraičnega sistema $\mathbf{J}$, dolgoročna pa s singularnostjo determinante reducirane Jacobijeve matrike $\mathbf{A}$ [4].

Meja obremenitve sistema ali stabilnostna meja najbolj preprostega sistema, ki ga podajajo algebrajske enačbe (3.89), sovpada z maksimalno preneseno močjo. Ravnotežne enačbe za ta sistem so enake:

$$\mathbf{P}_k(\boldsymbol{\theta}, |\underline{\mathbf{U}}_k|) = \mathbf{0} \text{ in} \quad (3.103)$$

$$\mathbf{Q}_k(\boldsymbol{\theta}, |\underline{\mathbf{U}}_k|) = \mathbf{0}, \quad (3.104)$$

kjer je $\mathbf{P}_k$ vektor injiciranih delovnih moči, $\mathbf{Q}_k$ vektor injiciranih jalovih moči, $\boldsymbol{\theta}$ vektor faznih premikov (kotov) napetosti glede na bilančno vozlišče in $|\underline{\mathbf{U}}_k|$ vektor modulov vseh vozliščnih napetosti.

Enačbi (3.103) in (3.104) po postopku, podobnem v razdelku 3.3.3, lineariziramo okrog ravnotežne točke:

$$\begin{bmatrix} \Delta \mathbf{P}_k \\ \Delta \mathbf{Q}_k \end{bmatrix} = \mathbf{G}_y \begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{\theta} \\ \Delta |\underline{\mathbf{U}}_k| \end{bmatrix}. \quad (3.105)$$

Stabilnost obravnavanega statičnega sistema je po Schurovi enačbi [3] določena s singularnostjo determinante Jacobijeve matrike $\mathbf{G}_y$:

$$\mathbf{G}_y = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{P\boldsymbol{\theta}} & \mathbf{J}_{P\mathbf{U}} \\ \mathbf{J}_{Q\boldsymbol{\theta}} & \mathbf{J}_{Q\mathbf{U}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{P}_k}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{P}_k}{\partial |\underline{\mathbf{U}}_k|} \\ \frac{\partial \mathbf{Q}_k}{\partial \boldsymbol{\theta}} & \frac{\partial \mathbf{Q}_k}{\partial |\underline{\mathbf{U}}_k|} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_{\boldsymbol{\theta}} & \mathbf{P}_{\mathbf{U}} \\ \mathbf{Q}_{\boldsymbol{\theta}} & \mathbf{Q}_{\mathbf{U}} \end{bmatrix}, \quad (3.106)$$

ki je pri predpostavki nesingularne $\mathbf{P}_{\boldsymbol{\theta}}$ enaka:

$$\det \mathbf{G}_y = \det \mathbf{P}_{\boldsymbol{\theta}} \det [\mathbf{Q}_{\mathbf{U}} - \mathbf{Q}_{\boldsymbol{\theta}} \mathbf{P}_{\boldsymbol{\theta}}^{-1} \mathbf{P}_{\mathbf{U}}] = \det \mathbf{g}_y \det \mathbf{J}_{\boldsymbol{\theta}\mathbf{U}} = 0. \quad (3.107)$$

Pri določanju statične stabilnostne meje vzemimo zopet enostavni dvozbiralčni sistem na Sl. 3.1 in breme konstantne moči. Ravnotežne enačbe (3.89) za ta sistem se glasijo:

$$P_k + \frac{EU_k}{X_v} \sin \theta = 0 \text{ in} \quad (3.108)$$

$$Q_k + \frac{U_k^2}{X_v} - \frac{EU_k}{X_v} \cos \theta = 0. \quad (3.109)$$

Jacobijeva matrika $\mathbf{G}_y$ je enaka:

$$\mathbf{G}_y = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_\Theta & \mathbf{P}_U \\ \mathbf{Q}_\Theta & \mathbf{Q}_U \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{EU_k}{X_v} \cos \theta & \frac{E}{X_v} \sin \theta \\ \frac{EU_k}{X_v} \sin \theta & \frac{2U_k}{X_v} - \frac{E}{X_v} \cos \theta \end{bmatrix}. \quad (3.110)$$

Stabilnostno mejo določa pogoj (3.107):

$$\det \mathbf{G}_y = \frac{2EU_k^2}{X_v^2} \cos \theta - \frac{E^2 U_k}{X_v^2} \cos^2 \theta - \frac{E^2 U_k}{X_v^2} \sin^2 \theta = 0, \quad (3.111)$$

ki se poenostavi v:

$$E - 2U_k \cos \theta = 0. \quad (3.112)$$

Uporabimo enačbo (3.109), da eliminiramo θ , in zamenjamo U_k^2 z enačbo (3.34), zato je zgornji pogoj singularnosti enak:

$$\pm \sqrt{\frac{E^4}{4} - X_v^2 P_k^2 - X_v E^2 Q_k} = 0 \text{ ali} \quad (3.113)$$

$$-P_k^2 - \frac{E^2}{X_v} Q_k + \left(\frac{E^2}{2X_v} \right)^2 = 0. \quad (3.114)$$

Dobili smo enačbo parabole (3.31) maksimalnih prenosov moči, ki je na Sl. 3.3. Potrdili smo, da je stabilnostna meja dvozbiralčnega sistema, kjer je breme konstantne moči enaka maksimalni preneseni moči.

V zaključku tega podpoglavja povzemimo bistveno. Meja obremenitve sistema določa stabilnostno mejo sistema. Dosežena je, ko v sistemu pride do bifurkacije in izgube ravnotežja. Pri statičnih in dinamičnih bremenih s konstantno statično bremensko karakteristiko meja obremenitve sovpada z maksimalno preneseno močjo. V nekaterih primerih posameznih statičnih bremen lahko pride do izgube ravnotežja pri obremenitvi večji od obremenitve, ki določa maksimalno preneseno moč. Zaradi dinamike bremen in mehanizmov vzpostavitve moči je obratovanje bremen pri takih razmerah nemogoče, obremenjevanje čez mejo maksimalne prenesene moči sistema pa vodi do zloma napetosti v vozliščih. Nazoren primer prikazuje tudi literatura [24]. Pri asinhronskem motorju kot samostojnem bremenu se lahko včasih zgodi, da pride do izgube ravnotežja tudi pri obremenitvi manjši od maksimalne prenesene moči [4], [14]–[17].

V praksi kažejo obširne meritve [18]–[20], da se združena bremena takoj po motnji prehodno obnašajo kot bremena konstantne impedance ali konstantnega toka, statična bremenska

karakteristika pa ima značaj konstantne moči, zato je maksimalna prenesena moč v takih primerih dovolj dober pokazatelj napetostne nestabilnosti in napetostnega zloma. Še enkrat moramo poudariti, da to ne velja vedno za samostojna bremena iz Tab. 3.1.

4 METODE ZA ANALIZO NAPETOSTNE STABILNOSTI

Pri analizi določenega sistema nas zanimata oddaljenost sistema od napetostne nestabilnosti in ugotavljanje mehanizma nastanka nestabilnosti. Oddaljenost od nestabilnosti lahko merimo v fizikalnih veličinah, delovna moč, ki teče skozi kritično območje in rezerva jalove moči. Najbolj primerna veličina zavisi od samega sistema in od namena uporabe mere oddaljenosti. Pri mehanizmih nastanka napetostne nestabilnosti sta v ospredju vprašanji o fizikalnem ozadju nastanka nestabilnosti in katera so kritična območja v sistemu.

V razdelku 3.3.4 smo povedali, da diferencialno–algebraični sistem (3.76) in (3.77) vključuje dinamiko, ki se lahko giblje v zelo različnih časovnih okvirih, od zelo hitrih pojavov, ki trajajo do sekunde, pa do zelo počasnih pojavov, trajajočih tudi do več deset minut. Predstavili smo tudi časovno delitev sistema in primerne modele sistema, ki jih uporabimo v posameznem časovnem okviru. Glede na uporabljen model sistema ločimo tri vrste metod za analizo stabilnosti sistemov: dinamične analize, kvazi–statične in statične analize.

Dinamične metode uporabljamo za natančno analizo posameznih pojavov pri napetostni nestabilnosti, za koordinacijo zaščite v sistemu in za testiranje primernih ukrepov za preprečitev nastanka napetostnega zloma. Dinamične metode tudi uporabimo za določevanje ali bo po motnji v sistemu prišlo in kako bo prišlo do statičnega ravnotežja. Pri obravnavi počasnih dinamičnih pojavov med njihovim trajanjem lahko hitro dinamiko sistema večkrat zanemarimo in namesto hitrih spremenljivk uporabimo kvazi–statične časovne približke.

Dinamika sistema, ki vpliva na napetostno stabilnost je ponavadi toliko počasna, da lahko uporabimo kar statične metode. Pri teh metodah obravnavamo stanje sistema statično ob določenih trenutkih. Če izločimo še počasne spremenljivke stanja in frekvenco, lahko sistem analiziramo z izračunom pretokov moči. Statične metode za razliko od dinamičnih metod omogočajo izračun velikega števila raznovrstnih obratovalnih stanj, dober vpogled v naravo napetostne nestabilnosti in ugotavljanje ključnih vplivov na napetostno stabilnost. Statične metode uporabimo tudi pri izračunu začetnih pogojev za dinamične analize.

Na koncu tega poglavja bomo predstavili tretjo skupino "najmlajših" metod, tj. metod, ki temeljijo na fazorjih napetosti in tokov. Podali bomo pregled, prednosti in pomanjkljivosti do sedaj uporabljenih metod. Številne analize so pokazale, da fazorji vsebujejo dovolj informacij za ugotavljanje nestabilnosti v sistemu. Za razliko od statičnih, predvsem pa dinamičnih

metod, so metode na podlagi fazorjev računsko preproste z jasnim vpogledom v fizikalno ozadje napetostne nestabilnosti.

4.1 Dinamične metode

Dinamične metode [1], [3]–[5], [25]–[28] zahtevajo numerično integracijo velikega števila diferencialno–algebraskih–zvezno–diskretnih časovnih enačb (3.86) in (3.87). Metodam pravimo tudi metode časovne rasti obremenitve. So zelo zahtevne s stališča procesorskega časa in modeliranja sistema. Metode časovne rasti obremenitve na splošno nudijo prednosti pred statičnimi metodami kot so:

- višja stopnja modeliranja sistema, zato metodo uporabimo za preverjanje statičnih rezultatov;
- možnost ugotavljanja nestabilnosti, ki ni pogojena z izgubo ravnotežja;
- boljša predstavitev rezultatov v smislu poteka dogodkov, ki vodijo do nestabilnosti in
- boljše določljivi ukrepi za preprečitev nastanka napetostnega zloma, itd.

Z metodo časovne rasti obremenitve analiziramo kratkoročno in dolgoročno napetostno stabilnost. Zaradi časovno zelo različnih okvirov pojavov, je korak Eulerjeve, obrnjene Eulerjeve in trapezoidne integracije pri simulaciji spreminjajoč od 0,01 s pa do 5 minut.

Kljub povečani procesorski moči v zadnjem času in učinkovitih algoritmih, ki rešujejo problem spremenljivega koraka integracije so metode časovne rasti obremenitve še vedno zahtevne s stališča procesorskega časa in operiranja s podatki. Pri obravnavi počasnih dinamičnih pojavov se je zato uveljavila metoda kvazi–statičnih časovnih približkov [1], [4], [7]. Namesto povečanega integracijskega koraka pri kratkoročnih dinamakah, nadomestimo s ravnotežnimi kvazi–statičnimi enačbami, katere je lažje obvladovati.

4.2 Statične metode

Statični način [1], [3]–[5], [9]–[12], [28]–[31] zajema stanje sistema ob različnih trenutkih krivulje časovne rasti obremenitve. Diferencialne enačbe zanemarimo in sistem opišemo samo z algebraskimi enačbami (3.87). Poudarek pri teh metodah je analiza dolgoročne napetostne stabilnosti, ki jo lahko zapišemo na kratko z enačbami (3.98):

$$\psi(\mathbf{u}, \mathbf{p}) = 0, \quad (4.1)$$

kjer je $\mathbf{u}$ vektor spremenljivk stanja in $\mathbf{p}$ vektor parametrov sistema dimenzije. Vektor $\mathbf{u}$ lahko vsebuje

- počasne dinamične spremenljivke $\mathbf{z}$ (odcepi transformatorjev z regulacijo odcefov), hitre spremenljivke $\mathbf{x}$ (nanašajo se na generatorje in asinhronske motorje) in spremenljivke omrežja $\mathbf{y}$ (napetosti vozlišč in fazni koti napetosti vozlišč) ali
- spremenljivke omrežja $\mathbf{y}$ in frekvenco omrežja (regulacija frekvence), v najbolj enostavni obliki za izračun pretokov moči pa samo
- spremenljivke omrežja $\mathbf{y}$.

V preteklosti so se najbolj uveljavile statične metode na podlagi določevanja PU in UQ krivulj v posameznem vozlišču. Krivulje dobimo na podlagi izračuna več nizov pretokov moči. Te metode so računsko potratne, ne dajejo vpogleda v fizikalno ozadje nastanka napetostne nestabilnosti in zavisijo od konvergence izračuna pretokov moči.

V današnjem času večina statičnih metod temelji na analizi singularnosti Jacobijevih matrik sistema in na občutljivostnih analizah. V tem podpoglavju bomo predstavili najbolj uveljavljene: razcep z lastnimi vrednostmi, razcep s singularnimi vrednostmi in občutljivostno analizo. Pogosto za merilo ogroženosti sistema uporabljamo kar mejo obremenitve sistema. Na koncu tega podpoglavja bomo zato podali še metode določevanja meje obremenitve sistema. Podroben pregled omenjenih metod, njihovih izpeljank in še nekaterih drugih statičnih metod (metode drugega reda, približna meja obremenitve sistema, lokalna obremenitvena meja, testne funkcije, energijske funkcije, tangentni vektorji, itd.) s prikazom uporabe na primerih podaja literatura [1].

4.2.1 Razcep z lastnimi vrednostmi

Predpostavimo, da je sistem modeliran statično z nizom algebraičnih enačb in spremenljivk (3.98):

$$\boldsymbol{\psi}(\mathbf{u}, \mathbf{p}) = \mathbf{0}, \quad (4.2)$$

kjer $\boldsymbol{\psi}$ vektor zveznih funkcij, $\mathbf{u}$ vektor n spremenljivk stanja in $\mathbf{p}$ vektor parametrov sistema. Jacobijeva matrika $\boldsymbol{\psi}_{\mathbf{u}}$ sistema (4.2) je prazna matrika, zato uporabimo postopek diagonalizacije [1], [3], [29]:

$$\boldsymbol{\psi}_{\mathbf{u}} = \mathbf{V} \boldsymbol{\Lambda} \mathbf{W}, \quad (4.3)$$

kjer je $\mathbf{V}$ matrika stolpcev desnih lastnih vektorjev matrike $\boldsymbol{\psi}_{\mathbf{u}}$, $\boldsymbol{\Lambda}$ kvadratna diagonalna matrika lastnih vrednosti matrike $\boldsymbol{\psi}_{\mathbf{u}}$ in $\mathbf{W}$ matrika vrstic levih lastnih vektorjev matrike $\boldsymbol{\psi}_{\mathbf{u}}$.

Predpostavimo, da so lastni vektorji normirani:

$$\mathbf{w}_i^T \mathbf{v}_i = 1 \quad i = 1, \dots, n, \quad (4.4)$$

zato velja, da sta matriki desnih in levih lastnih vrednosti $\mathbf{V}$ in $\mathbf{W}$ med seboj ortogonalni in simetrični:

$$\mathbf{V}^{-1} = \mathbf{W}^T \text{ in} \quad (4.5)$$

$$\mathbf{W}^{-1} = \mathbf{V}^T. \quad (4.6)$$

Zaradi omenjenih lastnosti obstaja tudi obratna Jacobijeva matrika (4.3):

$$\Psi_u^{-1} = \mathbf{V} \mathbf{\Lambda}^{-1} \mathbf{W} = \sum_i^n \frac{\mathbf{w}_i^T \mathbf{v}_i}{\lambda_{Ai}}, \quad (4.7)$$

kjer so λ_{Ai} lastne vrednosti matrike $\mathbf{\Lambda}$.

Že pri obravnavi sedelne bifurkacije v razdelku 3.3.1 smo omenili, da pri izgubi ravnotežja v sistemu realne lastne vrednosti zavzamejo vrednost nič. Pripadajoči lastni vektorji vsebujejo uporabno informacijo o naravi bifurkacije ter o odzivu sistema in učinkovitosti posameznih ukrepov za preprečitev nastanka napetostnega zloma. Desni lastni vektorji vsebujejo informacijo o tem kam se bodo v prostoru stanj gibale spremenljivke stanja v bližini sedelne bifurkacije. Na drugi strani levi lastni vektorji kažejo vpliv posameznih spremenljivk stanja na kritično lastno vrednost, ki se bliža vrednosti nič.

Pri dolgoročni napetostni stabilnosti levi lastni vektorji dajejo informacijo katere transformatorje z regulacijo odceпов je treba blokirati, ali začeti zviševati prestavno razmerje, da preprečimo nastanek bifurkacije.

Omenimo še, da metoda razcepa s singularnimi lastnimi vrednostmi ni omejena samo na statične analize, ampak jo lahko uporabimo na poljubnem diferencialno-algebrskem sistemu (3.76) in (3.77). Pri kratkoročni napetostni stabilnosti desni lastni vektorji vsebujejo informacijo kateri generatorski koti ali slipi asinhronskih motorjev bodo v bližini sedelne bifurkacije začeli hipno naraščati, kateri generatorji bodo padli iz sinhronizma in kateri asinhronski motorji bodo omahnili.

4.2.2 Razcep s singularnimi vrednostmi

Pri razcepu s singularnimi vrednostmi [1], [4], [30] ugotavljamo bližino singularnosti matrik. Pri napetostni stabilnosti s to metodo analiziramo singularnost Jacobijevih matrik v bližini nastanka bifurkacije.

Podobno, kot pri metodi razcepa z lastnimi vrednostmi, lahko Jacobijevo matrika Ψ_u sistema (4.2) zapišemo kot:

$$\Psi_u = V_\sigma \Sigma W_\sigma^T, \quad (4.8)$$

kjer sta V_σ in W_σ matriki, katerih stolpci so desni in levi singularni vektorji, matrika Σ pa je kvadratna diagonalna matrika singularnih vrednosti $\sigma_i, i=1, \dots, n$ matrike Ψ_u . Lastnosti singularnih vektorje sta naslednji:

$$\Psi_u V_{\sigma i} = \sigma_i W_{\sigma i} \quad \text{in} \quad (4.9)$$

$$W_{\sigma i}^T \Psi_u = \sigma_i V_{\sigma i}^T. \quad (4.10)$$

Iz zadnjih enačb ni težko pokazati, da so singularne vrednosti lastne vrednosti matrike $\Psi_u \Psi_u^T$, desni singularni vektor lastni vektor matrike $\Psi_u^T \Psi_u$ in da je levi singularni vektor enak lastnem vektorju matrike $\Psi_u \Psi_u^T$, zato velja:

- singularne vrednosti so vedno realna pozitivna števila,
- inverz matrik V_σ in W_σ je enak kar njenima transponiranim matrikama $V_\sigma^{-1} = V_\sigma^T$, $W_\sigma^{-1} = W_\sigma^T$ in
- če je matrika Ψ_u simetrična, so njene lastne vrednosti in singularne vrednosti enake.

Pri singularni matriki je najmanjša singularna vrednost enaka nič, zato glede na enačbi (4.9) in (4.10) lahko zapišemo:

$$\Psi_u V_{\sigma i} = 0 \quad \text{in} \quad (4.11)$$

$$W_{\sigma i}^T \Psi_u = 0. \quad (4.12)$$

Če primerjamo rezultat z rezultati razcepa z lastnimi vrednostmi, ugotovimo, da pri ničelni lastni vrednosti lastni vektorji in singularne vrednosti sovpadajo, zato sta obe metodi zelo podobni in podajata enake rezultate. Tako kot metodo razcepa lastnih vrednosti, je mogoče tudi metodo razcepa singularnih vrednosti uporabiti pri analizi kratkoročne napetostne stabilnosti.

4.2.3 Občutljivostna analiza

Ponovno vzemimo statični sistem z nizom algebraičnih enačb in spremenljivk (3.98):

$$\Psi(u, p) = 0. \quad (4.13)$$

Izmislmo si tudi veličino η . Zanima nas odvisnost spremembe izbrane veličine η od spremembe vektorja spremenljivk stanja $\mathbf{u}$ in/ali vektorja parametrov sistema $\mathbf{p}$ [1], [4], [31].

Pri spremembah parametrov $\mathbf{p}$ bo sistema obratoval v novem stanju, ki še vedno zadosti enačbi (4.13), zato se bo spremenila tudi veličina η . Pri majhnih spremembah parametrov $\mathbf{p}$ bo občutljivost η za vsako spremembo p_i enaka:

$$s_{\eta, p_i} = \lim_{\Delta p_i \rightarrow 0} \frac{\Delta \eta}{\Delta p_i}. \quad (4.14)$$

Z odvajanjem $\eta(\mathbf{u}, \mathbf{p})$ po spremenljivkah $\mathbf{u}$ in $\mathbf{p}$ dobimo:

$$d\eta = d\mathbf{p}^T \nabla_{\mathbf{p}} \eta + d\mathbf{u}^T \nabla_{\mathbf{u}} \eta. \quad (4.15)$$

Če η eksplicitno ne zavisi od $\mathbf{p}$ je gradient $\nabla_{\mathbf{p}} \eta = 0$. Na drugi strani z odvajanjem (4.13) dobimo:

$$\Psi_{\mathbf{u}} d\mathbf{u} + \Psi_{\mathbf{p}} d\mathbf{p} = 0. \quad (4.16)$$

Pri nesusingularni $\Psi_{\mathbf{u}}$ lahko izpeljemo iz (4.16):

$$d\mathbf{u} = -\Psi_{\mathbf{u}}^{-1} \Psi_{\mathbf{p}} d\mathbf{p}. \quad (4.17)$$

Enačbo (4.17) vstavimo v enačbo (4.15) in dobimo:

$$d\eta = d\mathbf{p}^T \left(\nabla_{\mathbf{p}} \eta - \Psi_{\mathbf{p}}^T \left(\Psi_{\mathbf{u}}^T \right)^{-1} \nabla_{\mathbf{u}} \eta \right). \quad (4.18)$$

Občutljivost (4.14) je enaka i -ti komponenti vektorja občutljivosti:

$$s_{\eta, p} = \nabla_{\mathbf{p}} \eta - \Psi_{\mathbf{p}}^T \left(\Psi_{\mathbf{u}}^T \right)^{-1} \nabla_{\mathbf{u}} \eta. \quad (4.19)$$

Obratno Jacobijevo matriko $\Psi_{\mathbf{u}}$ v enačbi (4.19) zamenjamo z enačbo (4.7), ki smo jo izpeljali pri metodi razcepa z lastnimi vrednostmi in dobimo:

$$s_{\eta, p} = \nabla_{\mathbf{p}} \eta - \Psi_{\mathbf{p}}^T \left(\sum_i^n \frac{\mathbf{w}_i \mathbf{v}_i^T}{\lambda_{\Lambda i}} \right) \nabla_{\mathbf{u}} \eta. \quad (4.20)$$

Glede na enačbo (3.102) je determinanta Jacobijeve matrike Ψ_u v točki bifurkacije singularna, zato ima ničelno lastno vrednost λ_{Ai} , kar pomeni, da bodo vse občutljivosti S_p^η v bližini bifurkacije šle proti neskončnosti. Zadnjo lastnost občutljivostnih analiz koristno uporabimo pri določanju stabilnosti sistema.

O občutljivosti bomo govorili tudi v poglavju 5.

4.2.4 Meja obremenitve sistema kot merilo bližine napetostne nestabilnosti

Za določeno obratovalno stanje je zanimivo koliko lahko še dodatno obremenimo sistem do meje obremenitve sistema ali do zloma sistema. Imenujmo to dodatno obremenitev maksimalna obremenljivost sistema [1], [4]. Merimo jo lahko v različnih enotah v MW, Mvar, MVA ali v p.u. Maksimalna obremenljivost sistema zavisi od scenarija sprememb parametrov $\mathbf{p}$ v sistemu. Scenariji določajo katerim bremenom in generatorjem in v kateri smeri $\mathbf{d}$ bomo spreminjali obremenitev in proizvodnjo. Ponavadi iščemo scenarij, ki sistem najhitreje pripelje do meje obremenitve sistema.

Meja obremenitve sistema pri predpostavki zvezne spremembe vektorja parametrov sistema $\mathbf{p}$ sovpada z izgubo ravnotežja. Vzemimo, da ima model sistema niz n algebrائيčnih enačb (3.98) in n parametri $\mathbf{p}$. Zanimajo nas torej spremembe parametrov $\mathbf{p}$ vzdolž smeri $\mathbf{d}$:

$$\mathbf{p} = \mathbf{p}_0 + \lambda \mathbf{d}. \quad (4.21)$$

Če smeri $\mathbf{d}$ ne določimo, je enačba (4.21) ponavadi enaka:

$$\mathbf{p} = \lambda \mathbf{p}_0. \quad (4.22)$$

Če upoštevamo (4.21) ali (4.22) lahko sistem (3.98) zapišemo kot:

$$\Psi(\mathbf{u}, \lambda) = \mathbf{0}. \quad (4.23)$$

Maksimalna obremenljivost $\Delta\lambda$ je definirana z razliko med mejo obremenitve sistema $\lambda_{\max}$ in trenutno obremenitvijo v sistemu λ :

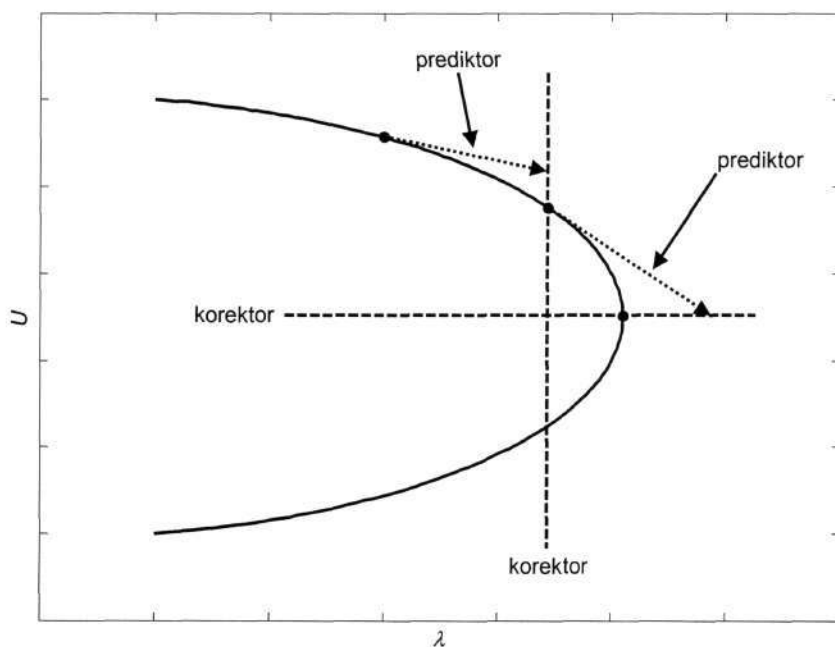
$$\Delta\lambda = \lambda_{\max} - \lambda. \quad (4.24)$$

Iz enačbe (4.24) vidimo, da je problem določitve maksimalne obremenljivosti v bistvu enak problemu določevanja meje obremenitve sistema $\lambda_{\max}$, pri kateri ima enačba (4.23) še rešitev. Seveda meja obremenitve sistema zavisi od scenarija sprememb parametrov $\mathbf{p}$ v sistemu.

V literaturi obstaja veliko metod za določitev meje obremenitve sistema. Najbolj uporabljeni zvezni pretok izračuna pretokov moči in direktno metodo bomo na kratko predstavili v nadaljevanju.

Izračun pretokov moči pri meji obremenitve sistema in singularnosti Jacobijeve matrike ni več konvergenten. Pri zveznih metodah teh težav ni, saj omogočajo izračun pretokov moči izza sedelne bifurkacije, zato tem metodam pravimo tudi zvezni izračun pretokov moči [11]. Zvezni izračun pretokov moči ponavadi temelji na prediktor–korektor shemi, ki jo prikazuje Sl. 4.1. Največkrat opazujemo PU krivuljo sistema. V vsakem koraku napovemo napetost (črtkane črte), ki jo kasneje popravimo s korektorjem. V zgornjem delu krivulje PU krivulje je zvezen parameter λ , spremenljivka pa napetost U . V nosu krivulje navadni izračun pretokov moči ne konvergira. Ko korektor v zveznem izračunu pretokov moči zazna nekonvergenco zamenja smer, tako da postane vzporeden z absciso. Nov zvezen parameter od te točke naprej je napetost U , λ pa postane spremenljivka in jo izračunavamo skupaj z ostalimi neznankami. Mejo obremenitve sistema $\lambda_{\max}$ določa točka, kjer obremenitev λ začne padati.

Za napoved novih vrednosti uporabljamo tehniko tangente (na Sl. 4.1) ali sekante. Slabost tangente je, da je treba v vsakem koraku ponovno izračunavati Jacobijevo matriko. Tehnika, ki se uporablja pri korektoru, je ponavadi pravokotna sekanta ali lokalna parametrizacija.



Sl. 4.1: Princip delovanja zveznega izračuna pretoka moči.

Direktne metode [1] so optimizacijske metode v katerih direktno iščemo mejo obremenitve sistema. Optimizacijski problem je zelo podoben optimizacijskemu problemu, ki smo ga obravnavali v razdelku 3.4.2, le da sedaj namesto ekstrema splošne funkcije $\zeta(\mathbf{p})$ iščemo ekstrem obremenitve λ :

$$\begin{aligned} \max \lambda \\ \text{glede na } \boldsymbol{\psi}(\mathbf{u}, \lambda) = \mathbf{0} \end{aligned} \tag{4.25}$$

Podrobneje te metode ne bomo razčlenjevali, povejmo le, da so direktne metode računsko manj zahtevne kot zvezni pretoki moči, na drugi strani pa je zvezen pretok moči bolj uporaben, kadar nas zanimajo potek rešitev eksplicitno ali kadar želimo analizirati vzroke za nastanek in ukrepe za preprečitev napetostne nestabilnosti.

4.3 Metode na podlagi fazorjev napetosti in tokov

V tretji sklop metod za analizo napetostne stabilnosti spadajo metode na podlagi fazorjev napetosti in tokov. Te metode so glede na dinamične in statične metode najmlajše, saj so postale zanimive s pojavom posebnih naprav, ki omogočajo merjenje fazorjev. Številne analize so pokazale, da fazorji vsebujejo dovolj informacij za ugotavljanje nestabilnosti v sistemu. Za razliko od statičnih, predvsem pa dinamičnih metod, so metode na podlagi fazorjev računsko preproste z jasnim vpogledom v fizikalno ozadje pojava napetostne nestabilnosti. Skupno tem metodam je, da ni treba izračunavati Jacobijeve matrike, saj imamo opravka s fazorji napetosti in tokov v sistemu. Zaradi svoje preprostosti so tudi zelo primerne za sprotno spremljanje stabilnosti sistema. V tem poglavju bomo podali pregled metod na podlagi meritev fazorjev. Predstavili bomo prednosti in slabosti do sedaj uporabljenih metod.

V naslednjem poglavju bomo postavili nove okvire lokalnih metod. Za to smo se odločili, ker v literaturi do sedaj ni zaslediti jasne definicije, kaj so lokalne metode in kdaj se ta izraz lahko uporablja. Iz pogoja, ki definira stabilnost lokalnih metod, bomo pokazali povezave z nekaterimi do sedaj uporabljenimi metodami na podlagi fazorjev in pokazali, da nova definicija omogoča izpeljavo novih lokalnih kazalcev. Lokalne metode temeljijo samo na lokalnih fazorjih. Kot bomo pokazali v tem podpoglavju, nekatere metode na podlagi fazorjev ne spadajo v skupino lokalnih metod, saj za ugotavljanje napetostne nestabilnosti potrebujejo poleg lokalnih fazorjev še druge dodatne informacije. Te metode zato uvrščamo med statične metode.

4.3.1 Metoda na podlagi dekompozicije sistema

Metodo na podlagi dekompozicije sistema sta razvila Strmčnik in Gubina [32]–[34]. Sistem razdelimo na radialne prenosne poti, ki jim priredimo dvozbiralčne ekvivalente. Osnova za dekompozicijo so pretoki jalove moči.

Razdelitev na radialne prenosne poti najprej zahteva določitev izvorov in ponorov jalove moči. Radialne prenosne poti so vse prenosne poti, ki se začnejo v izvoru in se končajo v ponoru jalove moči. V naslednjem koraku vsaki radialni prenosni poti priredimo dvozbiralčen ekvivalent, pri tem moramo upoštevati ohranitev: moči, padcev napetosti in bremenske impedance, ki jo vidi generator na začetku poti.

Avtorja predlagata kazalec oziroma indeks bližine napetostnega zloma radialne prenosne poti TPSI, ki temelji na maksimalni preneseni moči dvozbiralčnega ekvivalenta (3.12):

$$\text{TPSI}_u = \frac{1}{2} - \frac{U'_d}{U'_1}, \quad (4.26)$$

kjer je u trenutna prenosna pot, U'_d skupen padec napetosti v vzdolžni smeri ekvivalentne prenosne poti u in U'_1 napetost na začetku prenosne poti u . Do napetostnega zloma pride, ko kazalec doseže vrednost 0. Najbolj ogroženo vozlišče v sistemu določa najmanjši TPSI.

Omejitve generatorjev močno vlivajo na stabilnost sistema, zato avtorja predlagata tudi opazovanje rezerv proizvodnje jalove moči v sistemu. Definirata dodaten kazalec RPI, ki kaže na rezerve v proizvodnji jalove moči generatorjev v sistemu, ki napajajo posamezen ponor j jalove moči:

$$\text{RPI}_j = \frac{\sum_i Q_{Mi} - Q_i}{\sum_i Q_{Mi} - Q_{mi}}, \quad (4.27)$$

kjer so Q_{Mi} , Q_{mi} in Q_i maksimalna, minimalna ter trenutna proizvodnja jalove moči v generatorskem vozlišču i . Vrednost 0 kazalca RPI kaže na izčrpane rezerve jalove moči.

Metoda je hitra in dokaj enostavna z jasnim fizikalnim ozadjem. Na drugi strani dostikrat zelo konservativna [35], saj uporaba dveh kazalcev ne omogoča enoumnost rešitve. Metoda tudi ne upošteva oddaljenosti generatorjev in deležev generatorjev v kritičnih vozliščih, visoka rezerva jalove moči, ki je ne moremo prenesti na dolge razdalje, kot vemo iz poglavja 3 še ne zagotavlja stabilnosti sistema. Težave se pokažejo tudi pri krožnih pretokih moči.

Avtorji v [36], [37] nekatere pomanjkljivosti odpravljajo in predlagajo izboljšave, ki nadomeščajo časovno zamudne preiskovalne algoritme, ki so potrebni za obravnavo krožnih pretokov moči. Izboljšani algoritmi temeljijo na sledenju pretokov moči. Sledenje pretokov moči omogoča hitrejši izračun kazalca TPSI in izboljšavo kazalca RPI, ki poleg rezerve jalove moči v sistemu upošteva še njihovo zmožnost napajanja kritičnega vozlišča. Metoda z vpeljavo sledenja pretokov moči izgubi prednosti lokalnosti metode, saj je treba sistem obravnavati kot celoto.

Avtorji so metodo na podlagi dekompozicije preskusili na najenostavnejših modelih sistemov, brez analize vpliva dinamike sistema in karakteristik bremen, zato je uporaba metode v praksi vprašljiva. Jasno je, da metode ne bomo mogli uvrstiti v skupino lokalnih metod, saj ne osnovna in ne izboljšana metoda ne temeljita samo na lokalnih fazorjih napetosti in tokov, zato metodo na podlagi dekompozicije štejemo med statične metode.

4.3.2 Metoda na podlagi izgub navidezne moči na vodih

Verbič in Gubina predlagata metodo, ki temelji na izgubah navidezne moči na vodih [35] in [38]. Ideja se je pojavila že nekoliko prej [39], [40], a je ostala v fazi koncepta.

Temeljni kriterij so izgube na vodih, ki gredo v bližini zloma proti neskončnosti, kar pomeni, da gre povečanje pretoka moči na vhodni strani voda le na račun povečanih izgub na vodu. To pomeni, da na koncu voda, ki povezuje vozlišči i in k na Sl. 4.2, velja $\Delta S_{ki} = 0$:

$$\Delta S_{ki} = \underline{U}_{k-1} \Delta I_{ki}^* + I_{ki-1}^* \Delta \underline{U}_k + \Delta \underline{U}_k \Delta I_{ki}^* = 0. \quad (4.28)$$

Avtorja tudi pokažeta, da pogoj (4.28) sovпада s singularnostjo determinante Jacobijeve matrike $\mathbf{G}_y$, enačba (3.106). Iz enačbe (4.28) vidimo, da za izračun spremembe navidezne moči potrebujemo pretok navidezne moči na vodu v dveh zaporednih trenutkih. Če dva zaporedna trenutka ne ustrezata stanjem sistema pred in po motnji, razmere v sistemu s stališča napetostne nestabilnosti niso problematične.

Avtorja predlagata zaščitni algoritem, ki temelji na kazalcu SDC, ki se, če v enačbi (4.28) zanemarimo višje člene $\Delta \underline{U}_k \Delta I_{ki}^*$ glasi:

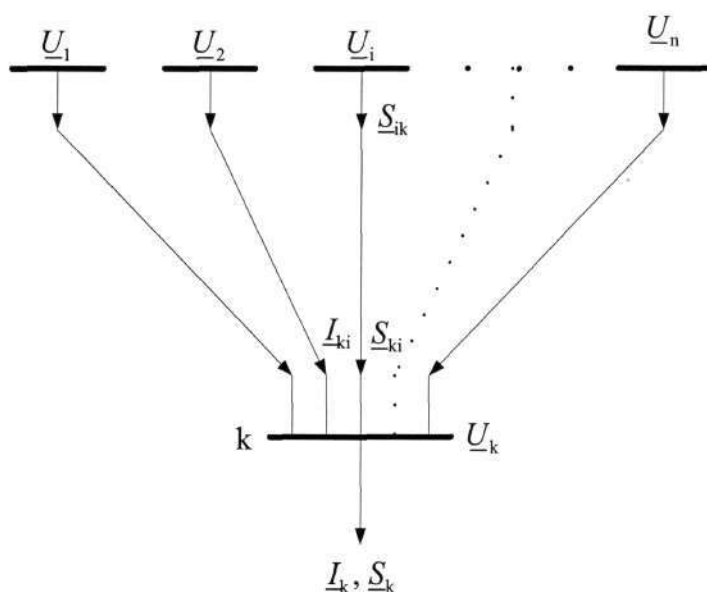
$$SDC_{ki} = \left| 1 + I_{ki-1}^* \Delta \underline{U}_k / \underline{U}_{k-1} \Delta I_{ki}^* \right|. \quad (4.29)$$

Vrednosti toka na koncu voda $i-k$ I_{ki-1}^* in napetosti vozlišča k $\underline{U}_{k-1}$ sta vrednosti pred nastopom motnje v sistemu, zato imata v indeksu dodano oznako -1 . Vse ostale veličine se nanašajo na stanje po nastopu motnje. V določenem obratovalnem stanju najmanjši SDC-ji v sistemu podajajo kateri vodi v sistemu so najbolj ogroženi. V točki napetostnega zloma je

kazalec SDC najbolj ogroženega voda enak 0. Zaščitni algoritem mora delovati že nekoliko prej in sprožiti naslednje možne zaščitne ukrepe:

- blokiranje transformatorjev z regulacijo odcepov,
- sprostitve vseh bližnjih razpoložljivih virov jalove moči,
- uporaba vzporedne var kompenzacije ali
- izklapljanje bremen, če prejšnji ukrepi ne dajo zadovoljivih rezultatov.

Metoda je hitra, dokaj enostavna z jasnim fizikalnim ozadjem. V vsakem vozlišču moramo obravnavati vse povezane vode v to vozlišče, zato moramo pri ugotavljanju kritičnosti vozlišč sistema v vsakem vozlišču analizirati vse SDC kazalce vodov priključenih v to vozlišče. Največja slabost metode je dodatno preverjanje ali je vod proizvajalec jalove moči, saj takrat kazalec SDC ni dober pokazatelj bližine napetostne nestabilnosti. Težavo predstavlja tudi določitev pravega koraka vzorčenja med dvema zaporednima trenutkoma.



Sl. 4.2: Napajanje vozlišča k.

Avtorja sta metodo na podlagi dekompozicije preskusila na najenostavnejših modelih sistemov, brez analize vpliva dinamike sistema in karakteristik bremen, zato je uporaba metode v praksi tudi vprašljiva. Avtorja tudi ne pokažeta, da pogoj (4.28) sovпада s singularnostjo determinante reducirane Jacobijeve matrike $\mathbf{A}$, torej pogoj (4.28) ni nujno tudi pogoj za nastanek dolgoročne napetostne stabilnosti. Metodo na podlagi izgub navidezne moči na vodih uvrščamo med lokalne metode, saj moramo za dodatno preverjanje obremenjenosti voda poznati samo fazorje na koncu voda, ki ga trenutno analiziramo.

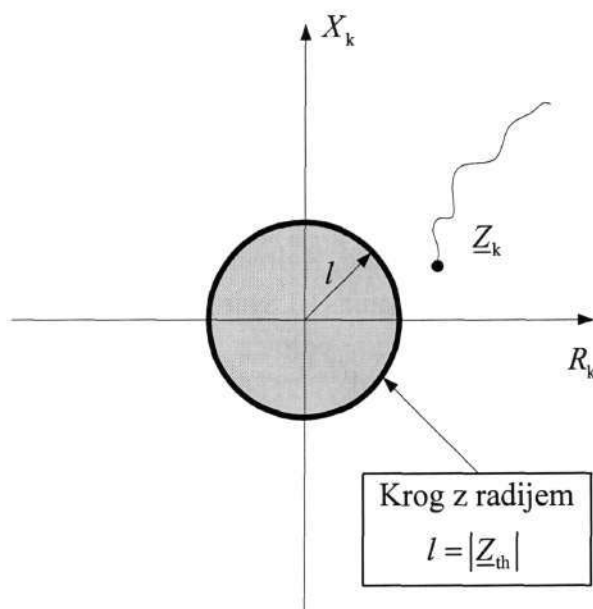
Primerjavo predlagane metode z lokalnimi metodami bomo podali v poglavju 6. Podrobno primerjavo metode na podlagi dekompozicije in metode na podlagi izgub navidezne moči na vodih najdemo v literaturi [35].

4.3.3 Metoda na podlagi Theveninovega ekvivalenta

Metode na podlagi Theveninovega ekvivalenta temeljijo na primerjavi bremena in Theveninovega ekvivalenta sistema, kot ga vidi breme. Pogoj za določitev stabilnostne meje je maksimalna prenesena moč. V podpoglavju 3.2 smo povedali, da si lahko dvozbiralčen sistem na Sl. 3.1 predstavljamo tudi kot breme in Theveninov ekvivalent ostalega sistema, ki ga vidi breme, kot ga prikazuje Sl. 5.1c. Theveninov ekvivalent sestavljata Theveninova impedanca $\underline{Z}_{th}$ in Theveninova napetost $\underline{E}$. Enačbo (3.17) zato lahko zapišemo tudi kot:

$$|\underline{Z}_k| = |\underline{Z}_{th}|. \quad (4.30)$$

Sl. 4.3 prikazuje bremensko $\underline{Z}_k$ in absolutno vrednost Theveninove $|\underline{Z}_{th}|$ impedance, ki predstavlja krog z radijem l . Vidimo, da v normalnih razmerah velja $|\underline{Z}_{th}| \ll |\underline{Z}_k|$. Radij l se s slabšanjem razmer v sistemu povečuje. Hkrati se impedanca bremena s povečevanjem obremenitev približuje koordinatnemu izhodišču. Pri maksimalni preneseni moči sta Theveninova in bremenska impedanca enaki. Glavni težava teh metod je določitev Theveninovih parametrov, ki se z obratovanjem spreminjajo.



Sl. 4.3: Bremenska in Theveninova impedanca.

Relacijo (4.30) lahko najdemo v številni literaturi o teoriji vezij. V povezavi z napetostno stabilnostjo jo srečamo od leta 1980 dalje [41]–[43]. Te metode morajo za določitev Theveninovega ekvivalenta poznati topologijo celotnega omrežja. Vu s sodelavci leta 1997 [44] in [45] predlaga metodo na podlagi Theveninovega ekvivalenta, kjer je za določitev spreminjajočih se Theveninovih parametrov treba poznati samo lokalne fazorje napetosti in tokov. Problem in rešitev sta naslednja:

Za poljuben sistem, ki ga sestavlja breme in Theveninov ekvivalent, kot ga vidi to breme, je treba določiti Theveninovo impedanco $\underline{Z}_{th}$ in Theveninovo napetost $\underline{E}$. Enačba, ki velja za tak sistem (Sl. 5.1c) se glasi:

$$\underline{E} = \underline{U}_k + \underline{Z}_{th} \underline{I}_k. \quad (4.31)$$

Fazorje v enačbi (4.31) ločimo na realne in imaginarne dele $\underline{E} = E_R + jE_I$, $\underline{U}_k = U_{kR} + jU_{kI}$, $\underline{Z}_{th} = Z_{thR} + jZ_{thI}$, $\underline{I}_k = I_{kR} + jI_{kI}$ in jih vstavimo nazaj v enačbo (4.31). Dobimo linearen sistem dveh enačb s štirimi neznankami, ki ga lahko zapišemo kot:

$$\mathbf{y} = \mathbf{H}^T \mathbf{x}, \quad (4.32)$$

kjer so posamezne matrike enake:

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} U_{kR} \\ U_{kI} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{x} = \begin{bmatrix} E_R \\ E_I \\ Z_{thR} \\ Z_{thI} \end{bmatrix} \quad \text{in} \quad (4.33)$$

$$\mathbf{H}^T = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -I_{kR} & I_{kI} \\ 0 & 1 & -I_{kI} & -I_{kR} \end{bmatrix}. \quad (4.34)$$

Če imamo več zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$, lahko sistem (4.32) rešimo z uporabo povratnih identifikacijskih metod, Kalmanovega filtra, ipd. Shema identifikacijske metode povratne vsote kvadratov odstopanja (RLS) je npr. enaka:

$$\begin{aligned} \mathbf{x} &= \mathbf{x}_{-1} + \mathbf{L} [\mathbf{y} - \mathbf{H}^T \mathbf{x}_{-1}] \\ \mathbf{L} &= \mathbf{K}_{-1} \mathbf{H} [\xi \mathbf{I}_1 + \mathbf{H}^T \mathbf{K}_{-1} \mathbf{H}]^{-1}, \\ \mathbf{K} &= \frac{[\mathbf{I}_1 - \mathbf{L} \mathbf{H}^T] \mathbf{K}_{-1}}{\xi} \end{aligned} \quad (4.35)$$

kjer je $\mathbf{I}_1$ enotna matrika in ξ pospeševalni faktor. Oznaka -1 v indeksih pomeni prejšnjo vrednost, oznaka brez -1 pa trenutno ocenjeno vrednost. Če izberemo pospeševalni faktor manjši od 1, bodo "novejše" meritve imele večjo utež v rezultatu, s tem pa bo tudi skrajšan čas izračuna. Tipične vrednosti pospeševalnega faktorja se gibljejo od 0,97 do 0,995. Seveda $\underline{Z}_{th}$ in $\underline{E}$ lahko določimo le, če se fazorja $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$ spreminjata. Če se razmere v vozlišču ne spreminjajo, sistem s stališča napetostne nestabilnosti ni ogrožen.

Avtorji na podlagi opisane metode predlagajo izvedbo adaptivnega impedančnega in podnapetostnega numeričnega releja. Metodo so kasneje preskusili na dinamičnih sistemih [46] in v praksi [47]. Uporabo na statičnih sistemih in nekatere izboljšave te metode predlagajo avtorji v [48]–[51]. Vse izboljšave gredo na račun opazovanja večjega dela sistema, s čimer metoda ni več lokalna in tako neuporabna za izvedbo v prvotno predlaganem numeričnem releju.

Metoda na podlagi Theveninovega ekvivalenta je lokalna, dokaj enostavna in uporabna metoda v praksi. Če iz vsakega vozlišča pošljemo informacijo o stabilnosti v sistemski nadzorni center, lahko glede na kritičnost vozlišč ali področij izvajamo tudi koordinirane ukrepe za sigurno obratovanje sistema. Zaradi uporabe identifikacije natančnost metode ni najboljša. V poglavju 5 bomo pokazali, da je mogoče Theveninov ekvivalent določiti direktno iz dveh zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$, brez uporabe približnih identifikacijskih metod. Tako dobljena metoda bo zelo enostavna, natančna, vendar kot bomo videli, bolj občutljiva na diskretne dinamične spremembe v sistemu.

Omenimo na tem mestu še eno vejo metod na podlagi Theveninovega ekvivalenta, ki analizira stabilnost prenosnega voda, ki povezuje generator in breme [24], [52]. Poznati moramo fazorje napetosti in tokov v obeh vozliščih prenosnega voda. Maksimalno preneseno moč lahko z uporabo T modela in Theveninovega ekvivalenta določimo iz trenutnega stanja. Dobra lastnost te metoda je, da ne rabimo meritev v dveh zaporednih trenutkih. Na drugi strani metodo, ki ni lokalna, lahko uporabimo samo za prenosne vode, ki povezujejo generator in breme.

4.3.4 Merilniki fazorjev

Merilniki fazorjev (PMU) omogočajo sprotno merjenje pozitivnih, negativnih in ničnih komponent napetosti in tokov v sistemu, z zelo natančno časovno sinhronizacijo. Meritvam poleg amplitude pripišemo še časovno značko. To omogoča natančno sprotno primerjavo meritev na različnih lokacijah sistema in s tem razvoj nove systemske zaščite in kriznega vodenja sistema. Systemska zaščita se za razliko od klasične zaščite uporablja za ugotavljanje stabilnosti sistema, tudi ko nobeden od elementov ni v okvari ali ne obratuje zunaj obratovalnih meja.

Prve ideje so bile uporabiti fazorje v adaptivni zaščiti za izboljšanje natančnosti in za delovanje ocenjevalnika stanja [53], [54]. Z razvojem računalniško podprtih merilnih sistemov, komunikacijskih tehnologij in tehnik za sinhronizacijo, kjer je natančnost sinhronizacije časa z uporabo GPS sistemov pod $1 \mu s$, v današnjem času nastajajo zelo napredni sistemi za analizo in vodenje sistema (WAMC), ki omogočajo tako sprotno analizo frekvenčne, kotne in napetostne stabilnosti sistemov, kot tudi sprotno ukrepanje pri kriznih

stanjih v sistemu [55]–[59]. Uporaba WAMC sistemov se je zaradi cenovne sprejemljivosti razširila po celem svetu [60].

5 LOKALNE METODE

Naš predlog je, da metode za obravnavo napetostne stabilnosti delimo na dinamične (podpoglavje 4.1), statične metode (podpoglavje 4.2) in lokalne metode.

Definicija lokalnih metod je naslednja: lokalne metode za ugotavljanje napetostne nestabilnosti v sistemu so tiste, ki omogočajo določitev stanja stabilnosti sistema samo na podlagi lokalnih fazorjev napetosti in tokov v posameznem bremenskem vozlišču sistema. Lokalne metode so lahko ali dinamične ali statične, ker fazorji vsebujejo vse informacije.

Mejo obremenitve sistema ali stabilnostno mejo teh metod določa pogoj maksimalne prenesene moči v sistemu:

$$|Z_k| = |Z_{th}|, \quad (5.1)$$

kjer je Z_k impedanca bremena k in Z_{th} impedanca Theveninovega ekvivalenta ostalega sistema, ki ga vidi breme k (Sl. 5.1c). Impedanco bremena določa razmerje med bremensko napetostjo in bremenskim tokom:

$$Z_k = \frac{U_k}{I_k}, \quad (5.2)$$

Theveninovo impedanco pa odvod konjugirane bremenske napetosti po bremenskem toku:

$$Z_{th} = s_{U_k^*, I_k} = \lim_{\Delta I_k \rightarrow 0} \frac{\Delta U_k^*}{\Delta I_k} = \frac{\partial U_k^*}{\partial I_k}. \quad (5.3)$$

Theveninova impedanca predstavlja diferencialno občutljivost konjugirane bremenske napetosti na bremenski tok. Lahko rečemo tudi, da je sistem stabilen če velja:

$$\left| \frac{U_k}{I_k} \right| > \left| \frac{\partial U_k^*}{\partial I_k} \right| \text{ in} \quad (5.4)$$

da je maksimalna prenesena moč v sistemu dosežena, ko je diferencialna občutljivost konjugirane bremenske napetosti na bremenski tok enaka bremenski impedanci. Ker nelinearne odvisnosti konjugirane bremenske napetosti od bremenskega toka $U_k^*(I_k)$ ne poznamo, enačbe (5.3) analitično ne moremo rešiti.

Če inkrement $\Delta \underline{I}_k$ ni infinitezimalen, lahko funkcijo $\underline{U}_k^*(\underline{I}_k)$ razvijemo v Taylorjevo vrsto okrog nazivne vrednosti. Z upoštevanjem prvih dveh členov dobimo inkrementno občutljivost [61]:

$$\underline{Z}_{th} = \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (5.5)$$

Maksimalna prenesena moč v sistemu je dosežena, ko je inkrementna občutljivost konjugirane bremenske napetosti na bremenski tok enaka bremenski impedanci. Enačbo (5.5) bomo v nadaljevanju potrdili s pomočjo Tellegenovega teorema in pridruženega Theveninovega ekvivalenta.

Od vseh naštetih metod na podlagi fazorjev v podpoglavju 4.3 uvrščamo med lokalne metode metodo na podlagi izgub navidezne moči na vodih (razdelek 4.3.2) in metodo na podlagi Theveninovega ekvivalenta 4.3.3. Metodo na podlagi dekompozicije sistema (razdelek 4.3.1) uvrščamo med statične metode.

V podpoglavju 5.2 bomo definirali nekaj novih lokalnih indeksov za ugotavljanje bližine napetostne nestabilnosti in omenili njihove lastnosti. Prednosti in slabosti posameznih indeksov bomo podrobneje analizirali v poglavju 6.

5.1 Občutljivost in Tellegenov teorem

Številne analize so pokazale, da samo lokalni fazorji vsebujejo dovolj informacij za ugotavljanje nestabilnosti v sistemu [34], [44], [45], [49]. Avtor v [49] razpravlja o uporabi U–I bremenskih karakteristik za določevanje stabilnostne meje sistema in ugotavlja, da se spremembe, ki se dogajajo v Theveninovem ekvivalentu, odražajo tudi na bremenski U–I karakteristiki. Glede na to smo se odločili raziskati splošno občutljivost bremenske napetosti na različne parametre v sistemu $s_{\underline{U}_k^*, p}$.

Nekaj o občutljivostni analizi smo povedali že v razdelku 4.2.3. Občutljivost ločimo po velikosti spremembe parametra na diferencialno in inkrementno. Pri majhnih, infinitezimalnih spremembah parametrov govorimo o diferencialni občutljivosti, kadar so spremembe večje pa o inkrementni občutljivosti [62].

Zapišimo model sistema samo z algebrajskimi enačbami:

$$\underline{I}_k - \underline{Y} \underline{U}_k = \underline{0}. \quad (5.6)$$

V razdelku 3.3.4 smo že povedali, da je enačba (5.6), ki povezuje vozliščne napetosti in injicirane toke v sistemu, močno nelinearna, to pomeni, da je najpreprosteje določljiva

diferencialna občutljivost, ko gre $\Delta I_k \mapsto 0$. Konceptualno najpreprostejši numerični postopek za izračun diferencialne občutljivosti je računanje s spremembo parametrov. Najprej izračunamo odziv za nominalne vrednosti parametrov, nato vnesemo majhno perturbacijo enega parametra in ponovno izračunamo odziv. Zelo majhne perturbacije vnesejo v izračun velike numerične napake, poleg tega moramo računati občutljivost pri vsakem odzivu za vsak parameter posebej, zato ta metoda za računanje občutljivosti ni primerna.

Primernejši je postopek [62], po katerem iz prvotnega sestavimo nov, inkrementni sistem, v katerem vsem neodvisnim virom določimo vrednost nič, element, katerega vpliv želimo izračunati, pa zamenjamo z inkrementnim modelom. Inkrementni model sestavljata prvotni element in nek neodvisen vir, ki je sorazmeren spremembi elementa. Ker inkrementni sistem vzbuja le vir inkrementnega modela, so vse napetosti in tokovi tega sistema inkrementni, odvisni le od spremembe parametra. Z analizo inkrementnega sistema lahko določimo občutljivost vseh napetosti in tokov v sistemu na izbrani parameter.

Z metodo inkrementnega sistema se sicer izognemo numeričnemu odvajanju in iz njega izvirajoči netočnosti rezultatov, vendar po tej metodi izračunamo z analizo enega inkrementnega sistema občutljivost vseh odzivov na en parameter. Nas bolj zanima občutljivost ene veličine na vse parametre sistema. To informacijo dobimo z analizo občutljivosti po metodi pridruženega sistema. Tako možnost ponuja Tellegenov teorem [63]. Ta teorem velja za dva sistema, $\mathcal{N}$ in $\hat{\mathcal{N}}$, ki imata enako topologijo, elementi v posameznih vejah pa so lahko popolnoma različni.

Glavna ideja, kako uporabiti Tellegenov teorem, je naslednja: če želimo v sistemu $\mathcal{N}$ ugotoviti občutljivost neke njegove funkcije na vse parametre, poiščimo pridružen sistem $\hat{\mathcal{N}}$, ki ima enako topologijo kot $\mathcal{N}$, v vejah pa takšne elemente, da bo mogoče iz tokov in napetosti obeh vezij izračunati občutljivosti. Ker temelji Tellegenov teorem le na topološki enakosti imamo pri izbiri elementov pridruženega sistema popolno svobodo.

5.1.1 Tellegenov teorem in pridružen sistem

Izmed vseh teoremov, ki veljajo v teoriji vezij, je Tellegenov teorem poseben, saj temelji le na podlagi Kirchhoffovih zakonov in topologiji sistema. Uporabimo ga lahko v vseh sistemih za katere veljajo Kirchhoffovi zakoni, tj. poleg energetike tudi v hidrostatiки [64], termodinamiki in gradbeništву [65]. V [65] avtorji pokažejo, kako lahko z uporabo Tellegenovega teorema povežemo dve popolnoma različni področji.

V teoriji vezij ima Tellegenov teorem pomembno vlogo že od 1950 dalje. Uporablja se ga tako v časovno neodvisnih in časovno odvisnih vezjih, linearnih in nelinearnih vezjih, histereznih in nehistereznih vezjih, kjer sta vzbujanje in začetni pogoji poljubni [66]–[70]. V energetiki se Tellegenov teorem že 1978 pokaže kot uspešno orodje za analiziranje

občutljivosti sistemov in za enostavne sigurnostne analize, tj. ocenjevanje kritičnosti posameznih izpadov v sistemu in analiza možnih ukrepov. Sledile so še mnoge izboljšave prvotnih metod [71]–[80].

Zakon o ohranitvi moči pravi, da je vsota trenutnih kompleksnih moči vseh vej sistema v vsakem trenutku enaka nič:

$$\mathbf{U}_v^T \mathbf{I}_v = 0. \quad (5.7)$$

Izhodiščni Tellegenov teorem izhaja iz zakona o ohranitvi moči in pravi da: če imata dva sistema $\mathcal{N}$ in $\hat{\mathcal{N}}$ enako topologijo, je vsota produktov vejnih napetosti enega sistema s tokovi istoležnih vej drugega sistema enaka nič:

$$\mathbf{U}_v^T \hat{\mathbf{I}}_v = \mathbf{I}_v^T \hat{\mathbf{U}}_v = \hat{\mathbf{U}}_v^T \mathbf{I}_v = \hat{\mathbf{I}}_v^T \mathbf{U}_v = 0. \quad (5.8)$$

Tellegenov teorem lahko zapišemo tudi v diferencialni obliki, ki jo dobimo iz enačbe (5.8), če v prvem sistemu $\mathcal{N}$ spremenimo parametre in dobimo nov perturbiran sistem $\mathcal{N}_p$, ki ima spet enako topologijo kot $\mathcal{N}$ [67]:

$$\hat{\mathbf{I}}_v^T \Delta \mathbf{U}_v - \hat{\mathbf{U}}_v^T \Delta \mathbf{I}_v = 0, \quad (5.9)$$

kjer sta $\Delta \mathbf{U}_v$ in $\Delta \mathbf{I}_v$ vektorja sprememb vejskih kompleksnih napetosti in tokov perturbiranega sistema, ki izhaja iz sistema $\mathcal{N}$, $\hat{\mathbf{U}}_v$ in $\hat{\mathbf{I}}_v$ pa vektorja vejskih kompleksnih napetost in tokov pridruženega sistema $\hat{\mathcal{N}}$. Če so spremembe parametrov infinitezimalne, so tudi spremembe napetosti in tokov perturbiranega sistema infinitezimalne in Tellegenov teorem v diferencialni obliki (5.9) ponuja neposreden izraz za računanje teh infinitezimalnih vrednosti.

Ker je kompleksno konjugiranje linearen Kirchhoffov operator [67], lahko enačbo (5.9) zapišemo tudi kot:

$$\hat{\mathbf{I}}_v^{*T} \Delta \mathbf{U}_v - \hat{\mathbf{U}}_v^T \Delta \mathbf{I}_v^* = 0 \text{ in} \quad (5.10)$$

$$\hat{\mathbf{I}}_v^T \Delta \mathbf{U}_v^* - \hat{\mathbf{U}}_v^{*T} \Delta \mathbf{I}_v = 0. \quad (5.11)$$

Pridružen sistem $\hat{\mathcal{N}}$, ki je s perturbiranim sistemom $\mathcal{N}_p$ povezan z enačbo (5.9) ima enako topologijo kot izhodiščni sistem $\mathcal{N}$, elementi v posameznih vejah pa so lahko poljubni. Pridružen sistem je izmišljen sistem, ker pa je fizično ločen od izhodiščnega, ostane po spremembi parametrov v izhodiščnem sistemu nespremenjen. Slednja lastnost omogoča ocenjevanje kritičnosti posameznih izpadov vodov v sistemu in analizo možnih ukrepov [71]–

[80]. Spremenljivke v pridruženem sistemu se lahko določijo pred spremembo parametrov v sistemu, tako da vsebujejo kar največ informacij o stanju pred spremembo v sistemu.

Priloga 9.1 prikazuje kako za preprost primer uporovnega vezja določimo občutljivost napetosti na spremembo upornosti v tem vezju s_{U_0, R_i} [62]. Prikazuje natančen postopek modeliranja pridruženega vezja. V nadaljevanju disertacije se natančnega postopka modeliranja pridruženega sistema ne bomo več posluževali, bomo pa se nanj še sklicevali.

Do sedaj smo govorili samo o občutljivosti bremenske napetosti na spremembo splošnih parametrov v sistemu $s_{\underline{U}_k, \mathbf{p}}$. V prilogi 9.1 je sprememba parametrov v sistemu kar sprememba upornosti uporov v vezju s_{U_0, R_i} . V naslednjih razdelkih bomo podrobneje definirali spremembe katerih parametrov $\mathbf{p}$ v sistemu bomo analizirali in kakšen vpliv imajo na enačbo (5.9). To bo podlaga za modeliranje pridruženega Theveninovega ekvivalenta, s katero bomo potrdili enačbo (5.5).

5.1.2 Tellegenov teorem v diferencialni obliki za različne motnje v sistemu

V prejšnjem razdelku smo povedali, da perturbiran sistem $\mathcal{N}_p$ dobimo s spremembo parametrov v izhodiščnem sistemu $\mathcal{N}$. Lahko rečemo tudi, da je sistem $\mathcal{N}$ sistem pred nastopom motnje, perturbiran sistem $\mathcal{N}_p$ pa sistem po motnji. Vprašamo se, do katerih motenj v sistemu sploh lahko pride. V sistemu smo jih v prejšnjih poglavjih že nekajkrat obravnavali, tokrat jih klasificirajmo nekoliko drugače.

Zopet vzemimo sistem, ki ga opazujemo v določenih trenutkih. Opišemo ga lahko samo z algebraskimi enačbami (3.87):

$$\mathbf{0} = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z}_c, \mathbf{z}_d) \text{ ali} \quad (5.12)$$

s Kirchhoffovim zakonom (3.88)

$$\mathbf{I}_k - \mathbf{Y}\mathbf{U}_k = \mathbf{0}. \quad (5.13)$$

Povedali smo že, da so injicirani tokovi $\mathbf{I}_k$ nelinearne funkcije tako vozliščnih napetosti $\mathbf{U}_k$, kot tudi sistemskih spremenljivk stanja $\mathbf{x}$ in zveznih ter diskretnih počasnih dinamičnih spremenljivk stanja $\mathbf{z}_c$ in $\mathbf{z}_d$.

Glede na enačbo (5.13) so motnje v sistemu lahko povezane ali s spremembo admitančne matrike $\Delta\mathbf{Y}$, ali pa s spremembo injiciranih tokov $\Delta\mathbf{I}_k$, ki jih povzroči sprememba injiciranih navideznih moči $\Delta\mathbf{S}_k$.

Do spremembe admitančne matrike ΔY pride zaradi: spremembe impedance določene veje sistema, izpada voda, vklopa serijske kompenzacije, izpada transformatorja in diskretne spremembe odcepa transformatorja z regulacijo odcepov. Admitančna matrika vsebuje tudi admitanco prečnega transformatorja [4]. Spremembe injiciranih tokov ΔI_k oziroma injiciranih moči ΔS_k so povezane s spremembo ali izpadom obremenitve in proizvodnje in z delovanjem: omejevalnika vzbujanja sinhronskega generatorja, sekundarne regulacije napetosti in frekvence, sinhronskega kompenzatorja, asinhronskega motorja, HVDC in FACTS naprav [4].

Motnje v sistemu so torej povezane z vejskimi ali vozliščnimi enačbami, zato diferencialni Tellegenov teorem (5.9) razdelimo na vejske in vozliščne komponente, kjer iz vozliščnih komponent izvzamemo enačbe za bilančna vozlišča oziroma vozlišča kamor so priključeni generatorji neskončne moči [78]–[80]:

$$\hat{\mathbf{I}}_v^T \Delta \mathbf{U}_v - \hat{\mathbf{U}}_v^T \Delta \mathbf{I}_v + \hat{\mathbf{I}}_b^T \Delta \mathbf{U}_b - \hat{\mathbf{U}}_b^T \Delta \mathbf{I}_b + \hat{\mathbf{I}}_k^T \Delta \mathbf{U}_k - \hat{\mathbf{U}}_k^T \Delta \mathbf{I}_k = 0, \quad (5.14)$$

kjer indeks v označuje vejske enačbe, b bilančne enačbe in k vozliščne enačbe. Sprememba napetosti v vozliščih z generatorjem neskončne moči je vedno enaka nič $\Delta \mathbf{U}_b = \mathbf{0}$. V postopku modeliranja pridruženega sistema moramo izločiti vse neodvisne vire (Priloga 9.1), zato velja tudi $\hat{\mathbf{U}}_b = \mathbf{0}$. Zaradi obeh lastnosti, del enačbe (5.14), ki je povezan z bilančnimi vozlišči, odpade:

$$\hat{\mathbf{I}}_b^T \Delta \mathbf{U}_b - \hat{\mathbf{U}}_b^T \Delta \mathbf{I}_b = 0. \quad (5.15)$$

Dela enačbe (5.14), ki sta povezana z vozliščnimi in vejskimi enačbami s pomočjo lineariziranih enačb, dobimo z upoštevanjem drugih členov Taylorjeve vrste:

$$\Delta \underline{S}_k = \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^* + \underline{I}_k^* \Delta \underline{U}_k + \Delta \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^* \text{ in} \quad (5.16)$$

$$\Delta \underline{I}_v = \underline{U}_v \Delta \underline{Y} + \underline{Y} \Delta \underline{U}_v + \Delta \underline{U}_v \Delta \underline{Y} \quad (5.17)$$

razvijemo v končni rezultat [78]–[80]:

$$\text{Re}(\Delta \underline{U}_m) = \text{Re} \left(\sum_{k=1}^{nk} \left(\hat{\underline{U}}_k^* / (\underline{U}_k + \Delta \underline{U}_k) \right) \Delta \underline{S}_k + \sum_{v=1}^{nv} \left(\hat{\underline{U}}_v / (\underline{U}_v + \Delta \underline{U}_v) \right) \Delta \underline{Y} \right) \text{ in} \quad (5.18)$$

$$\text{Im}(\Delta \underline{U}_m) = \text{Im} \left(- \sum_{k=1}^{nk} \left(\tilde{\underline{U}}_k^* / (\underline{U}_k + \Delta \underline{U}_k) \right) \Delta \underline{S}_k + \sum_{v=1}^{nv} \left(\tilde{\underline{U}}_v / (\underline{U}_v + \Delta \underline{U}_v) \right) \Delta \underline{Y} \right). \quad (5.19)$$

Enačbi (5.18) in (5.19) opisujeta občutljivost napetosti izbranega vozlišča m v sistemu na spremembe injiciranih moči $\Delta \underline{S}_k$ in admitančne matrike $\Delta \underline{Y}$ v n_k vozliščih in n_v vejah sistema. Občutljivost je ločena na realni del, kjer so napetosti pridruženega sistema označene s strešico $\wedge$ in na imaginarni del, kjer so napetosti pridruženega sistema označene s tilde $\sim$. V naslednjih razdelkih te ločitve ne bomo več potrebovali.

Enačbi (5.18) in (5.19) kažeta na to, da pri računanju občutljivosti napetosti v vozlišču m vplivajo spremembe injiciranih moči le na vozliščne enačbe, spremembe admitančne matrike pa le na vejske enačbe [78]–[80]. Pri spremembi injiciranih moči zato enačba (5.14) preide v:

$$\hat{\mathbf{I}}_k^T \Delta \mathbf{U}_k - \hat{\mathbf{U}}_k^T \Delta \mathbf{I}_k = \mathbf{0}, \quad (5.20)$$

pri spremembi admitančne matrike pa v:

$$\hat{\mathbf{I}}_v^T \Delta \mathbf{U}_v - \hat{\mathbf{U}}_v^T \Delta \mathbf{I}_v = \mathbf{0}. \quad (5.21)$$

Tellegenova teorema v diferencialni obliki (5.20) in (5.21) sta glavni enačbi za modeliranje pridruženega Theveninovega ekvivalenta. V prejšnjem razdelku smo povedali, da želimo modelirati pridružen Theveninov ekvivalent za potrditev enačbe (5.5). Pridružen Theveninov ekvivalent bomo modelirali posebej za spremembe injiciranih moči in posebej za spremembe admitančne matrike. Primera nastopa obeh motenj hkrati ne bomo obravnavali, ker je verjetnost, da do take spremembe pride, zanemarljiva [77].

5.1.3 Theveninov ekvivalent

Zamislimo si breme k s kompleksno močjo $\underline{S}_k = P_k + jQ_k$ in impedanco $\underline{Z}_k = \underline{U}_k / \underline{I}_k$, ki je priključeno na ostali del sistema, kot prikazuje Sl. 5.1a. Ostali del sistema predstavimo s Theveninovim ekvivalentom na Sl. 5.1c, ki ga vidi breme. Ostali del sistema vsebuje generatorje, bremena, vode, transformatorje, itd.

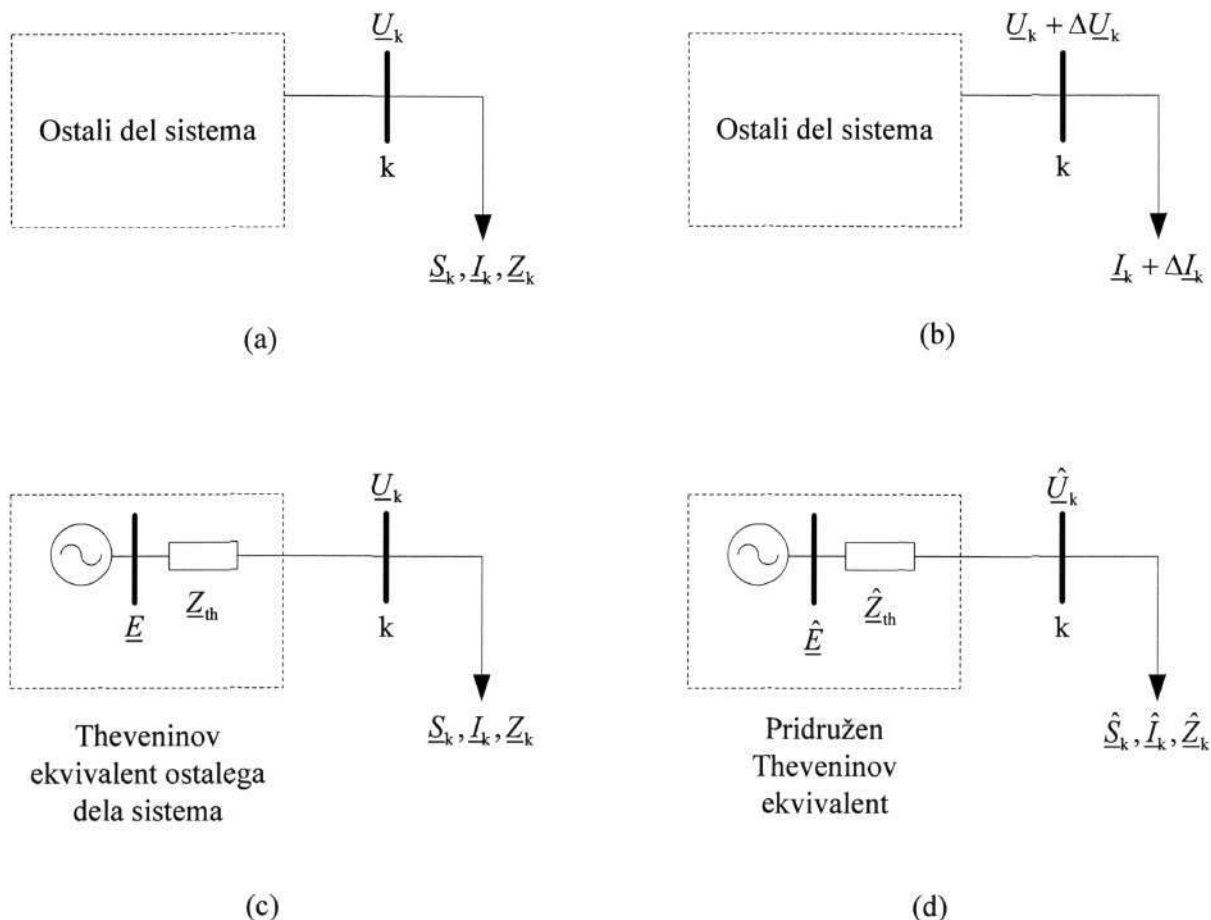
Theveninov ekvivalent predstavlja Theveninova impedanca $\underline{Z}_{th}$ in Theveninova napetost $\underline{E}$. Še enkrat osvežimo izhodiščne enačbe, ki veljajo za ta sistem (poglavje 3).

Enačba, ki velja za Theveninov ekvivalent, se glasi:

$$\underline{E} = \underline{U}_k + \underline{I}_k \underline{Z}_{th}. \quad (5.22)$$

Za tok v sistemu lahko zapišemo:

$$\frac{\underline{S}_k}{\underline{U}_k} = \underline{I}_k^* = \left(\frac{\underline{E} - \underline{U}_k}{\underline{Z}_{th}} \right)^*. \quad (5.23)$$



Sl. 5.1: Splošna predstavitev bremena k , perturbiran Theveninov ekvivalent $\mathcal{N}_p$, pripadajoč Theveninov ekvivalent $\mathcal{N}$ in pridružen Theveninov ekvivalent $\hat{\mathcal{N}}$.

Enačbo (5.23) lahko zapišemo tudi kot:

$$\underline{U}_k (\underline{E} - \underline{U}_k)^* - \underline{S}_k \underline{Z}_{th}^* = 0. \quad (5.24)$$

Pri določeni moči $\underline{S}_k$ ima enačba (5.24) dve rešitvi: $\underline{U}_k$ in $(\underline{E} - \underline{U}_k)^*$. Maksimalna moč je dosežena, ko obe rešitvi sovpadata:

$$\underline{U}_k = (\underline{E} - \underline{U}_k)^*. \quad (5.25)$$

Zapis z impedancami je naslednji:

$$|\underline{Z}_{th}| = |\underline{Z}_k|. \quad (5.26)$$

V točki maksimalne prenosne moči sta modula Theveninove in bremenske impedance enaka.

5.1.4 Pridružena Theveninova ekvivalenta

V razdelku 5.1.2 smo izpeljali izhodiščni Tellegenovi diferencialni enačbi (5.20) in (5.21), ki veljata za poljubne motnje v sistemu. V tem razdelku bomo ti dve enačbi uporabili na Theveninovem ekvivalentu na Sl. 5.1c. Enačbi (5.20) in (5.21) povezujeta Theveninov ekvivalent na Sl. 5.1c in pridružen Theveninov ekvivalent na Sl. 5.1d. Pridružen Theveninov ekvivalent $\hat{\mathcal{N}}$ ima enako topologijo kot Theveninov ekvivalent $\mathcal{N}$, zato tudi za pridružen Theveninov ekvivalent pri elementih kot smo jih izbrali veljajo enačbe (5.22)–(5.26), le da vse fazorje pišemo s strešico $\hat{}$.

Obravnavajmo najprej motnjo v sistemu, ki povzroči spremembo injiciranih tokov $\Delta \underline{I}_k$ ali injiciranih navideznih moči $\Delta \underline{S}_k$. Glede na to, da velja pravilo (5.10), lahko enačbo (5.20) zapišemo kot:

$$\hat{\underline{I}}_k^* \Delta \underline{U}_k - \hat{\underline{U}}_k \Delta \underline{I}_k^* = 0, \quad (5.27)$$

kjer $\Delta \underline{U}_k$ in $\Delta \underline{I}_k^*$ predstavljata spremembi kompleksnih napetosti in tokov perturbiranega Theveninovega ekvivalenta $\mathcal{N}_p$ na Sl. 5.1b, ki izhaja iz Theveninovega ekvivalenta $\mathcal{N}$, $\hat{\underline{U}}_k$ in $\hat{\underline{I}}_k^*$ sta kompleksna bremenska napetost in tok v pridruženem sistemu $\hat{\mathcal{N}}$.

Tok $\hat{\underline{I}}_k^*$ nadomestimo s tokom iz enačbe (5.23) in dobimo:

$$\left(\frac{\hat{\underline{E}} - \hat{\underline{U}}_k}{\hat{\underline{Z}}_{th}} \right)^* \Delta \underline{U}_k - \hat{\underline{U}}_k \Delta \underline{I}_k^* = 0. \quad (5.28)$$

Zgornjo enačbo lahko preuredimo v:

$$\hat{\underline{Z}}_{th}^* = \frac{(\hat{\underline{E}} - \hat{\underline{U}}_k)^*}{\hat{\underline{U}}_k \Delta \underline{I}_k^*} \Delta \underline{U}_k \quad \text{in} \quad (5.29)$$

ob upoštevanju enačbe (5.25) dobimo:

$$\hat{\underline{Z}}_{th}^* = \frac{\Delta \underline{U}_k}{\Delta \underline{I}_k^*} \quad \text{ali} \quad (5.30)$$

$$\hat{\underline{Z}}_{th} = \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (5.31)$$

Omenili smo, da vse enačbe, ki veljajo za pridružen Theveninov ekvivalent, veljajo tudi za Theveninov ekvivalent, zato lahko zapišemo:

$$\underline{Z}_{th} = \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (5.32)$$

Enačba (5.32) je potrditev enačbe (5.5) za primere motnje v sistemu, ki jih povzročijo spremembe injiciranih tokov $\Delta \underline{I}_k$, ali injiciranih navideznih moči $\Delta \underline{S}_k$.

Vzemimo sedaj drug primer, to je motnje, ki nastanejo zaradi spremembe admitančne matrike $\Delta \underline{Y}$. Ob upoštevanju Tellegenovega teorema v diferencialni obliki (5.21) dobimo:

$$\hat{\underline{I}}_k (\Delta \underline{E} - \Delta \underline{U}_k) - (\hat{\underline{E}} - \hat{\underline{U}}_k) \Delta \underline{I}_k = 0, \quad (5.33)$$

kjer $(\Delta \underline{E} - \Delta \underline{U}_k)$ in $(\hat{\underline{E}} - \hat{\underline{U}}_k)$ predstavljata kompleksni vejski napetosti $\Delta \underline{U}_v$ in $\hat{\underline{U}}_v$, $\hat{\underline{I}}_k$ in $\Delta \underline{I}_k$ pa kompleksna vejska tokova $\hat{\underline{I}}_v$ in $\Delta \underline{I}_v$. Vejska tokova za Theveninov ekvivalent na Sl. 5.1c in pridružen Theveninov ekvivalent na Sl. 5.1d sta seveda enaka bremenskim tokovom.

Enačba (5.25) se v perturbiranem Theveninovem ekvivalentu $\mathcal{N}_p$ glasi:

$$\Delta \underline{E} - \Delta \underline{U}_k = \Delta \underline{U}_k^*. \quad (5.34)$$

Če tok $\hat{\underline{I}}_k^*$ v enačbi (5.33) nadomestimo s tokom iz enačbe (5.23), dobimo:

$$\frac{\hat{\underline{E}} - \hat{\underline{U}}_k}{\hat{\underline{Z}}_{th}} (\Delta \underline{E} - \Delta \underline{U}_k) - (\hat{\underline{E}} - \hat{\underline{U}}_k) \Delta \underline{I}_k = 0 \text{ in} \quad (5.35)$$

upoštevamo enačbo (5.34) dobimo rezultat enak rezultatu (5.31):

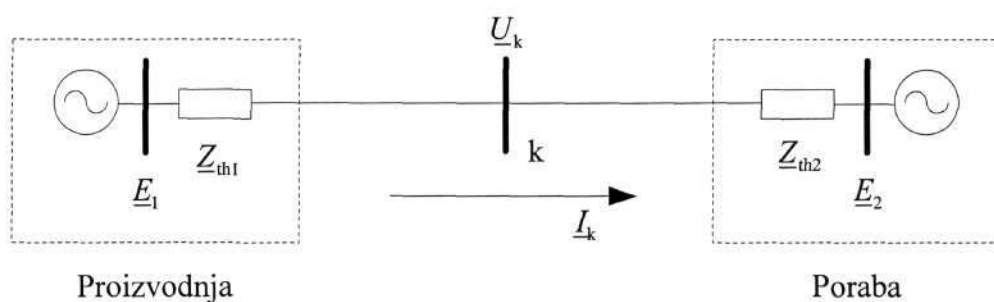
$$\hat{\underline{Z}}_{th} = \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (5.36)$$

S tem smo dokazali, da enačba (5.5) velja za velja za poljubno motnjo v sistemu.

5.1.5 Theveninov ekvivalent v distribucijskih sistemih

V radialnih distribucijskih sistemih je vozlišče k lahko poljubna točka v sistemu, kot prikazuje Sl. 5.2 [81]–[84]. Ostali del sistema, ki ga vidi točka k levo in desno od sebe, predstavimo s Theveninovima ekvivalentoma $\underline{E}_1, \underline{Z}_{th1}$ in $\underline{E}_2, \underline{Z}_{th2}$. Imenujmo levi sistem proizvodnja, desni

pa poraba oziroma bremena. Predpostavimo tudi, da je smer toka $\underline{I}_k$ ali moči od proizvodnje k porabi. Poudariti je treba, da sedaj tok $\underline{I}_k$ ni nujno bremenski tok, ampak je lahko poljuben tok v sistemu.



Sl. 5.2: Theveninov ekvivalent v distribucijskih sistemih.

Vzemimo, da nastane motnja na porabniški strani in računamo Theveninove parametre na proizvodnji strani. Izhodiščna enačba za tak primer je enaka:

$$\underline{E}_1 = \underline{U}_k - \underline{I}_k \underline{Z}_{th1} \quad (5.37)$$

Če privzamemo, da so Theveninovi parametri konstantni, lahko iz enačbe (5.37), ki jo zapišemo za trenutek pred motnjo in trenutek po motnji, izpeljemo:

$$\underline{Z}_{th1} = - \frac{\Delta \underline{U}_k}{\Delta \underline{I}_k} \quad (5.38)$$

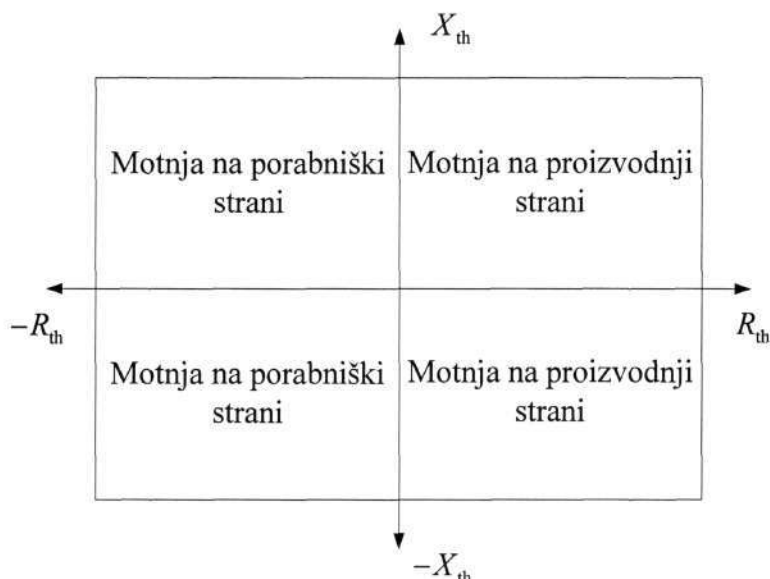
Pri motnji na proizvodnji strani, kjer velja osnovna enačba (5.22), je Theveninova impedanca na bremenski strani enaka:

$$\underline{Z}_{th2} = \frac{\Delta \underline{U}_k}{\Delta \underline{I}_k} \quad (5.39)$$

Iz enačb (5.38) in (5.39) vidimo, da lahko v točki k na podlagi Theveninove impedance, kot jo vidi ta točka, ugotavljamo kje v sistemu je nastala motnja. Če po motnji v sistemu izračunamo Theveninovo impedanco z enačbo $\Delta \underline{U}_k / \Delta \underline{I}_k$, lahko glede na to, da je rezistanca vedno pozitivna, za definirano smer toka $\underline{I}_k$ ali moči na Sl. 5.2 povemo naslednje:

- če je realni del izračunane Theveninove impedance pozitiven je motnja nastopila na proizvodnji strani oziroma ali
- če je realni del izračunane Theveninove impedance negativen je motnja nastopila na porabniški strani.

Razmere lahko prikažemo v impedančni ravnini na Sl. 5.3. V splošnem lahko izračunana Theveninova impedanca leži v enem od štirih kvadrantov. Kot vemo, imajo sistemi na splošno induktiven značaj, zato bodo izračunane impedance največkrat ležale v prvem in tretjem kvadrantu [81]–[84].



Sl. 5.3: Impedančna ravnina.

Še enkrat poudarimo, da je to metodo lociranja motnje mogoče uporabiti le na radialnih sistemih, kjer motnja ne nastopi hkrati na proizvodnji in porabniški strani, kar pa ne drži pri izpeljavah z Tellegenovim teoremom v prejšnjih razdelkih.

Izpeljava [84] predpostavlja konstantne Theveninove parametre. Enačba (5.39) je zelo podobna enačbi (5.32), razlika je le, da je razlika napetosti v enačbi (5.39) konjugirana. V poglavju 6 bomo pokazali, da predpostavka o konstantnosti Theveninovih parametrov ni upravičena, posebej ne v bližini napetostnega zloma, odpove tudi metoda lociranja motnje, kjer kot bomo pokazali v razdelku 6.2.2. Predpostavka o konstantnosti Theveninovih parametrov je upravičena le pri dvozbiralčnem sistemu, kjer so Theveninovi parametri res konstantni.

Theveninova impedanca lahko leži v enem izmed štirih kvadrantov, kot bomo pokazali v nadaljevanju, pa bomo največkrat opazovali samo modul Theveninove impedance.

5.2 Lokalni stabilnostni indeksi (LSI)

Lokalne metode za ugotavljanje napetostne nestabilnosti v sistemu so metode, ki omogočajo določitev stanja sistema s stališča stabilnosti samo na podlagi lokalni fazorjev napetosti in tokov v posameznem bremenskem vozlišču sistema. Stabilnostno mejo teh metod določa

pogoj maksimalne prenesene moči v sistemu, ki velja pri $|\underline{Z}_k| = |\underline{Z}_{th}|$. Na podlagi tega pogoja bomo v tem podpoglavju definirali nekaj lokalnih napetostnih stabilnostnih indeksov za ugotavljanje bližine napetostne nestabilnosti. Indeksi bodo temeljili na impedanci, navidezni moči in napetosti.

Vse indekse je mogoče izračunavati neposredno iz dveh zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$ brez uporabe približnih identifikacijskih metod, ki smo jih omenili v razdelku 4.3.3. Da bomo obe metodi ločevali med seboj, jih bomo na kratko imenovali direkten izračun in identifikacija, pri tem moramo poudariti, da direktna optimizacijska metoda, ki smo jo omenili v razdelku 4.2.4 in direkten izračun nimata nič skupnega. Bremensko impedanco določa razmerje $\underline{U}_k / \underline{I}_k$, Theveninovo impedanco pa izraz $\Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_k$. V naslednjem poglavju bomo podrobneje analizirali prednosti in slabosti posameznih LSI-jev.

Omenimo še, da pri vseh izračunih indeksov fazorja $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$ vzamemo v trenutku po nastopu motnje, torej v perturbiranem sistemu, da čim bolj natančno opišemo trenutno obravnavano stanje sistema, tj. stanje po motnji.

5.2.1 Lokalni stabilnostni indeks na podlagi impedance

Imejmo Theveninov ekvivalent $\mathcal{N}$, v katerem nastopi motnja in dobimo perturbiran sistem $\mathcal{N}_p$. $\Delta \underline{U}_k^*$ in $\Delta \underline{I}_k$ predstavljata spremembi kompleksnih napetosti in tokov perturbiranega Theveninovega ekvivalenta $\mathcal{N}_p$. $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$ sta bremenska napetost in bremenski tok v izhodiščnem sistemu $\mathcal{N}$. Definirajmo impedančni lokalni stabilnostni indeks (ILSI) kot:

$$\text{ILSI} = \frac{|\underline{Z}_k| - |\underline{Z}_{th}|}{|\underline{Z}_k|} = \frac{\frac{|\underline{U}_k|}{|\underline{I}_k|} - \frac{|\Delta \underline{U}_k^*|}{|\Delta \underline{I}_k|}}{\frac{|\underline{U}_k|}{|\underline{I}_k|}} = 1 - \frac{|\underline{I}_k \Delta \underline{U}_k^*|}{|\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k|}. \quad (5.40)$$

V normalnih obratovalnih pogojih velja $|\underline{Z}_{th}| \ll |\underline{Z}_k|$. Ta pogoj lahko zapišemo tudi kot:

$$\left| \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k} \right| \ll \left| \frac{\underline{U}_k}{\underline{I}_k} \right| \text{ ali} \quad (5.41)$$

$$|\underline{I}_k \Delta \underline{U}_k^*| \ll |\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k|. \quad (5.42)$$

Vrednosti ILSI se zato v normalnih obratovalnih pogojih gibljejo blizu 1. V točki maksimalnega prenosa moči, ko velja:

$$|\underline{I}_k \Delta \underline{U}_k^*| = |\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k|, \quad (5.43)$$

pa bo ILSI enak nič. Vidimo, da se vrednosti kazalca ILSI gibljejo v mejah med 0 in 1.

5.2.2 Lokalni stabilnostni indeks na podlagi navidezne moči

Če enačbo (5.1) množimo z absolutno vrednostjo kvadrata bremenskega toka, dobimo:

$$|\underline{Z}_k| |\underline{I}_k|^2 = |\underline{Z}_{th}| |\underline{I}_k|^2 \quad \text{ali} \quad (5.44)$$

$$\Delta S_k = |\underline{Z}_k| |\underline{I}_k|^2 - |\underline{Z}_{th}| |\underline{I}_k|^2 = 0. \quad (5.45)$$

Prvi del desne strani enačbe (5.45) predstavlja navidezno moč, ki jo dovaja Theveninov ekvivalent, drugi del pa navidezno moč, ki jo porablja breme. Razlika so prenosne izgube, ki gredo v točki maksimalne prenesene moči proti neskončnosti, zato takrat bremenu ni mogoče več dovesti dodatne navidezne moči. Pogoju (5.45) upoštevajmo v enačbi (5.16):

$$\Delta S_k = \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^* + \underline{I}_k^* \Delta \underline{U}_k + \Delta \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^* = 0. \quad (5.46)$$

Enačbo (5.46) zapišimo malo drugače:

$$1 + \frac{\underline{I}_k^* \Delta \underline{U}_k}{\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*} + \frac{\Delta \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*}{\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*} = 0. \quad (5.47)$$

Močnostni lokalni stabilnostni indeks (MLSI) definiramo kot absolutna vrednost enačbe (5.47):

$$\text{MLSI} = \left| 1 + \frac{\underline{I}_k^* \Delta \underline{U}_k}{\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*} + \frac{\Delta \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*}{\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*} \right|. \quad (5.48)$$

Zaradi pogojev (5.42) in (5.43), ki veljata v normalnih obratovalnih pogojih in v točki maksimalnega prenosa moči, se bodo vrednosti kazalca MLSI zopet gibale med 0 in 1.

Če zanemarimo višji člen $\Delta \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^* = 0$, dobimo rezultat, ki je zelo podoben enačbi (4.29), tj. kazalcu SDC [35], [38]:

$$\text{MLSI} = \left| 1 + \frac{\underline{I}_k^* \Delta \underline{U}_k}{\underline{U}_k \Delta \underline{I}_k^*} \right|. \quad (5.49)$$

Razlika med MLSI-jem in SDC-jem je, da pri MLSI-ju opazujemo bremenski tok $\underline{I}_k$, pri SDC-ju pa tok na koncih vodov $\underline{I}_{ki}$, ki povezujejo opazovano breme k s sosednjimi vozlišči n . V pomoč je Sl. 4.2. V poglavju 6 bomo pokazali, da pri računanju indeksa MLSI, ki obravnava bremenska vozlišča, za razliko od SDC-ja nimamo težav z vodi, ki proizvajajo jalovo moč. Vod proizvaja jalovo moč takrat, ko je obremenjen pod naravno močjo voda. Dodatno opazovanje obremenjenosti voda je glavna slabost metode na podlagi izgub navidezne moči na vodih, ki smo jo obravnavali v razdelku 4.3.2.

5.2.3 Lokalni stabilnostni indeks na podlagi napetosti

Če enačbo (5.1) množimo z absolutno vrednostjo bremenskega toka, dobimo:

$$|\underline{Z}_k| |\underline{I}_k| = |\underline{Z}_{th}| |\underline{I}_k| \quad \text{ali} \quad (5.50)$$

$$|\underline{U}_k| = |\underline{E} - \underline{U}_k|. \quad (5.51)$$

Napetostni stabilnostni indeksi so v literaturi [34], [50] največkrat definirani kot razmerje med absolutno vrednostjo napetosti bremena $|\underline{U}_k|$ in padcem napetosti na Theveninovi impedanci $|\underline{E} - \underline{U}_k|$, ki je pri maksimalni moči enako 1:

$$\frac{|\underline{U}_k|}{|\underline{E} - \underline{U}_k|} = 1. \quad (5.52)$$

Iz izhodiščne enačbe, ki velja za Theveninov ekvivalent (5.22) lahko pri upoštevanju $\underline{Z}_{th} = \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_k$ zapišemo:

$$\underline{E} - \underline{U}_k = \underline{I}_k \underline{Z}_{th} = \underline{I}_k \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (5.53)$$

Če primerjamo enačbi (5.52) in (5.53) lahko definiramo napetostni lokalni stabilnostni indeks (NLSI) kot:

$$\text{NLSI} = \frac{|\underline{U}_k|}{|\underline{E} - \underline{U}_k|} = \frac{|\underline{U}_k|}{\left| \underline{I}_k \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k} \right|}. \quad (5.54)$$

Pri maksimalni preneseni moči velja (5.52), zato je indeks NLSI takrat enak 1. Pri normalnih obremenitvah pa je NLSI veliko večji od 1, saj velja (5.42). Vrednost NLSI-ja za razliko od

ILSI-ja in MLSI-ja ni normirana med 0 in 1. Normirana vrednost NLSI-ja je enaka indeksu ILSI, ki smo ga definirali z enačbo (5.40):

$$\text{NLSI}_{\text{norm}} = \frac{|\underline{U}_k| - |\underline{E} - \underline{U}_k|}{|\underline{U}_k|} = \frac{|\underline{U}_k| - \left| \underline{I}_k \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k} \right|}{|\underline{U}_k|} = 1 - \frac{\left| \underline{I}_k \Delta \underline{U}_k^* \right|}{\left| \underline{U}_k \Delta \underline{I}_k \right|} = \text{ILSI}. \quad (5.55)$$

Omenimo, da lahko Theveninovo napetost $\underline{E}$ po vsaki motnji izračunamo iz enačbe (5.53):

$$\underline{E} = \underline{U}_k + \underline{I}_k \underline{Z}_{\text{th}} = \underline{U}_k + \underline{I}_k \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (5.56)$$

Še enkrat povejmo, da se Theveninova napetost in Theveninova impedanca med obratovanjem spreminjata.

5.3 Lastnosti lokalnih stabilnostnih indeksov

Predlagane nove indekse izračunavamo direktno iz dveh zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev $\underline{U}_k$ in $\underline{I}_k$, brez uporabe približnih identifikacijskih metod, ki smo jih omenili v razdelku 4.3.3. Prednosti in slabosti direktnega izračuna pred identifikacijskimi metodami bomo analizirali v poglavju 6. V tem podpoglavju pa omenimo še nekaj splošnih lastnosti lokalnih stabilnostnih indeksov.

5.3.1 Vpliv karakteristike bremen na lokalne stabilnostne indekse

Stabilnostno mejo lokalnih stabilnostnih indeksov kot smo pokazali v prejšnjih razdelkih, definira maksimalna prenesena moč. V podpoglavju 3.4 smo podrobneje razpravljali o meji obremenitve sistema, maksimalni preneseni moči in stabilnostni meji sistema. Na kratko povzemimo bistveno.

Maksimalna prenesena moč zavisi samo od parametrov omrežja in ne od karakteristike bremen. Določa jo pogoj $|\underline{Z}_k| = |\underline{Z}_{\text{th}}|$. Stabilnostna mejo sistema določa meja obremenitve sistema, ki jo pogojuje nastop bifurkacije in izguba ravnotežja. Meja obremenitve sistema zavisi os karakteristik bremen in ne sovpada vedno z maksimalno preneseno močjo.

Pri statičnih in dinamičnih bremenih s konstantno statično bremensko karakteristiko meja obremenitve sovpada z maksimalno preneseno močjo. Pri nekaterih bremenih lahko pride do izgube ravnotežja pri obremenitvi večji maksimalne prenesene moči, v nekaterih primerih bremen pa do bifurkacije in izgube ravnotežja sploh ne pride. Lokalni indeksi za ugotavljanje bližine napetostnega zloma bodo takrat pokazali le mejo obremenitve, od katere sistem dalje

obratuje v nestabilnem območju. Omenimo še, da se pri asinhronskem motorju kot samostojnem bremenu lahko včasih zgodi, da pride do izgube ravnotežja pri obremenitvi manjši od maksimalne prenesene moči [4], [14]–[17].

Zaradi dinamike bremen in mehanizmov vzpostavitve moči je obratovanje bremen v nestabilnem območju nemogoče in obremenjevanje čez mejo maksimalne prenesene moči sistema vodi do nenadnega razpada sistema. Nazoren primer prikazuje literatura [24].

V praksi imamo s posameznimi bremenmi le redko opravka. Obširne meritve [18]–[20] kažejo, da se združena bremena takoj po motnji prehodno obnašajo kot bremena konstantne impedance ali konstantnega toka, njihova statična bremenska karakteristika pa ima značaj konstantne moči. Pri združenih bremenih, kot jih vidi distribucijski transformator bo bifurkacija vedno nastopila, zaradi omenjene karakteristike združenih bremen pa bo maksimalna prenesena moč pri tem dovolj dober pokazatelj napetostne nestabilnosti in napetostnega zloma. Še enkrat moramo poudariti, da to ne velja vedno za vsa samostojna statična in dinamična bremena iz Tab. 3.1.

5.3.2 Sprememba bremenskega toka med dvema korakoma in glajenje

Vsi lokalni stabilnostni indeksi v podpoglavju 5.2 temeljijo na podlagi direktnega izračuna Theveninove impedance $\underline{Z}_{th} = \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_k$. Vidimo, da imamo v imenovalcu spremembo bremenskega toka. Ko gre sprememba $\Delta \underline{I}_k \mapsto 0$ bo šla Theveninova impedanca proti neskončnosti $\underline{Z}_{th} \mapsto \infty$. Iz tega dejstva lahko zaključimo dvojje.

Theveninovo impedanco in posledično lokalne stabilnostne indekse bo mogoče izračunavati le za bremenska vozlišča, v katerih bo sprememba modula bremenskega toka po motnji dovolj velika $|\Delta \underline{I}_k| > |\Delta \underline{I}_{kmin}|$. Po drugi strani, če spremembe bremenskega toka v vozlišču ni, razmere v sistemu niso kritične, saj do napetostne nestabilnosti pri nespremenjenih tokovih v sistemu ne more priti. Theveninove impedance tudi ni mogoče izračunati za generatorska vozlišča, v katerih velja $\Delta \underline{U}_k^* = 0$. Tudi ta vozlišča s stališča napetostne stabilnosti niso kritična.

Druga težava se pojavi pri hitrih in skočnih (dinamičnih) spremembah, pri katerih lahko Theveninova impedanca trenutno zavzame previsoke vrednosti. Da se izognemo tem težavam moramo gladiti ali vhodne fazorje ali izračunane indekse. V praksi PMU-ji zagotavljajo merjene fazorje. Analogno–digitalni pretvorniki in napredni digitalni filtri v teh napravah [85], [86] poskrbijo za ustrezno glajenje vhodnih signalov in izhodnih izračunanih fazorjev ter za izločanje grobih napak.

Pri statičnih analizah smo želeli, da direkten izračun ostane čim bolj preprost, zato smo uporabili najbolj preprosto glajenje, to je povprečenje. Pri dinamičnih analizah glajenja niti ne

bomo potrebovali, ker bomo problem skočnih sprememb zadovoljivo rešili že s povišanjem pragu računanja Theveninove impedance $|\Delta I_{kmin}|$. Vseeno bomo pokazali rezultate potekov LSI-jev, če jih gladimo z valčno multiresolucijsko analizo, ki se je pri glajenju električnih signalov izkazala za zelo učinkovito [87]–[89]. V rezultatih bomo pokazali, da je identifikacijska metoda (razdelek 4.3.3), ki je že sama po sebi neke vrste povprečenje, zelo nenatančna, ima težave z začetnimi vrednostmi, največja njena težava pa je, da odpove ravno v bližini napetostnega zloma.

6 REZULTATI IN PRIMERI UPORABE LOKALNIH METOD

V tem poglavju bomo posamezne lokalne stabilnostne indekse preskusili na različnih statičnih in dinamičnih sistemih. Analizirali bomo glavne lastnosti, vplive smeri spreminjanja parametrov v sistemu ter vplive karakteristik bremen na lokalne stabilnostne indekse iz podpoglavja 5.2, ki temeljijo na direktnem izračunu. Pri hitrih in skočnih spremembah bomo v statičnih sistemih uporabili preprosto glajenje – povprečenje. Analizirali bomo tudi prednosti direktnega izračuna in enostavnega povprečenja pred identifikacijo. V rezultatih bomo pokazali tudi zakaj predpostavka konstantnih Theveninovih parametrov in enostavna izpeljava omenjena v razdelku 5.1.5 ni upravičena.

Statične analize bomo opravili na sistemih:

- dvozbralnem (S2),
- 14-zbralnem radialni (S14),
- 30-zbralnem IEEE (S30).

V nadaljevanju bomo analizo razširili na 32-zbralni Belgijsko–Francoski dinamični sistem (D32). Na koncu poglavja bomo omenili še možnosti uporabe lokalnih metod v praksi in pokazali rezultat uporabe lokalnih metod na "živih" podatkih elektroenergetskega sistema Slovenije. Pri statičnih analizah bomo uporabljali programski paket PSAT [90]–[92] pri dinamičnih pa programski paket EUROSTAG [93], [94].

Za statične sisteme bomo uporabili model statičnih sistemov (3.89), razen pri dvozbralnem sistemu, kjer bomo za ugotavljanje vpliva karakteristik bremen na lokalne stabilnostne indekse uporabili dinamičen model sistema z enačbami (3.87). Mejno točko obremenitve sistema v statičnih sistemih z bremeni konstantne moči bomo določevali z uporabo zveznega izračuna pretokov moči, kjer bomo raziskali tudi vpliv spreminjanja parametrov $\mathbf{p}$ vzdolž različnih smeri $\mathbf{d}$ (razdelek 4.2.4). Spremembe parametrov $\mathbf{p}$ vzdolž smeri $\mathbf{d}$ (enačba (4.21)) lahko za bremena konstantne moči zapišemo [92]:

$$P_g = P_{g0} + (\lambda + \gamma k_g) P_G, \quad (6.1)$$

$$P_k = P_{k0} + \lambda P_K, \quad (6.2)$$

$$Q_k = Q_{k0} + \lambda Q_K, \quad (6.3)$$

kjer so P_g delovna moč generatorja, P_k in Q_k delovna in jalova moč bremena, P_{g0} , P_{k0} in Q_{k0} pa njihove vrednosti pri obremenitvi $\lambda = 1$. P_g , P_k in Q_k določajo smer spreminjanja proizvodnje in obremenitev. Parameter k_g predstavlja trenutne izgube v sistemu, γ pa delež posameznega generatorja pri pokrivanju teh izgub. Če smeri spreminjanja proizvodnje in obremenjevanja ne določimo, so enačbe (6.1)–(6.3) enake [92]:

$$P_g = (\lambda + \gamma k_g) P_{g0}, \quad (6.4)$$

$$P_k = \lambda P_{k0} \text{ in} \quad (6.5)$$

$$Q_k = \lambda Q_{k0}. \quad (6.6)$$

Enačba (6.4) določa spreminjanje proizvodnje v sistemu. Če izgube v sistemu pokriva samo bilančno vozlišče velja, $\gamma = 0$.

Če v rezultatih ni drugače navedeno, smo obremenitve v sistemu povečevali v vseh bremenskih vozliščih hkrati, brez določene smeri spreminjanja obremenjevanja in proizvodnje. Taki scenariji se pri statičnih analizah tudi največkrat uporabljajo [1].

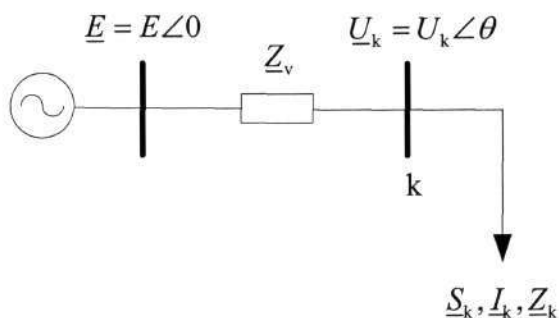
Pri zveznem izračunu pretokov moči je sprememba obremenitev spremenljiva in se glede na bližino kolena opazovane krivulje [92], zmanjšuje od maksimalne definirane proti nič. V simulacijah smo za maksimalno spremembo obremenitve povsod vzeli vrednost 0,01. Omenimo še, da pri zveznem izračunu pretokov moči prenosnih omejitev vodov in preobremenitev transformatorjev nismo upoštevali.

Programski paket EUROSTAG z možnostjo spremenljivega koraka omogoča izračun časovne rasti obremenitve v časovnih okvirih od sekunde pa do ene ure ali več. Tako lahko z eno samo simulacijo obravnavamo tako kratkoročno kot tudi dolgoročno napetostno stabilnost. V rezultatih se s kratkoročno stabilnostjo ne bomo ukvarjali, bomo pa pokazali vpliv kratkoročnih prehodnih pojavov na poteke lokalnih stabilnostnih indeksov.

V rezultatih bomo module veličin, ki jih bomo označevali na grafih označevali kar brez absolutnih vrednosti npr. $|\underline{Z}_{th}| \Rightarrow Z_{th}$, $|\underline{U}_k| \Rightarrow U_k \dots$

6.1 Dvozbiralčni sistem (S2)

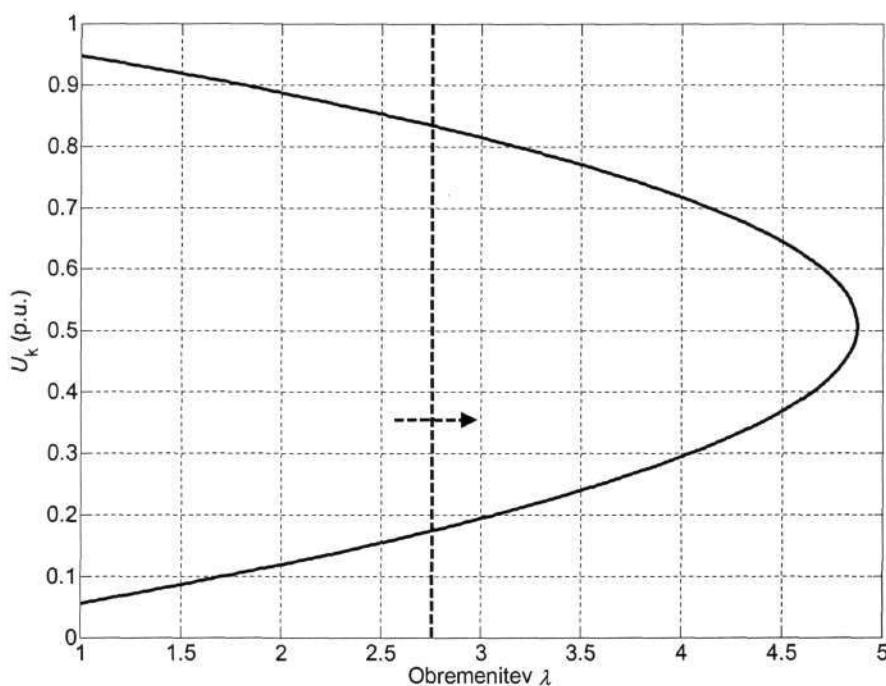
Imejmo dvozbiralčen sistem na Sl. 6.1, ki ga sestavljajo generator neskončne moči z napetostjo $\underline{E} = (1 + j0)$ p.u., vod z impedanco $\underline{Z}_v = (0,04 + j0,03)$ p.u. in breme konstantne moči $\underline{S}_k = (1,0 + j0,33)$ p.u.



Sl. 6.1: Dvozbiralčen sistem neskončne moči.

6.1.1 Sistemska PU krivulja in maksimalen prenos moči

Sistemska PU krivuljo sistema S2, ki smo jo izračunali z zveznim izračunom pretokov moči, prikazuje Sl. 6.2.



Sl. 6.2: Sistem S2, sistemska PU krivulja in statična bremenska krivulja.

Pogoj stabilnega delovanja sistema je obstoj ravnotežja, ki ga določa presečišče sistemske in bremenske PU krivulje. Statična bremenska krivulja bremena k na Sl. 6.2 je navpična črtkana črta, ki s sistemska PU krivuljo pri normalnih obremenitvah tvori dve presečišči. Podobne razmere prikazuje tudi Sl. 3.7. Povečevanje obremenitve λ povzroči premik statične bremenske karakteristike v desno. Pri obremenitvi $\lambda_{\text{maks}} = 4,88$ je presečišče sistemske PU

krivulje in bremenske krivulje ena sama točka. Pri obremenitvah večjih od obremenitve 4,88 pride do izgube ravnotežja in do zloma.

Na Sl. 6.2 se vidi, da maksimalna prenesena moč za breme konstantne moči sovпада z izgubo ravnotežja ali mejo obremenitve sistema. Maksimalna prenesena moč je glede na enačbo (6.5) enaka:

$$P_{k\max} = \lambda_{\max} P_{k0} = 4,88 \cdot 1 \text{ p.u.} = 4,88 \text{ p.u.} \quad (6.7)$$

Opazimo tudi, da je modul bremenske napetosti v točki zloma enak polovični napetosti generatorja:

$$|U_{k\max P}| = \frac{|E|}{2} = 0,5 \text{ p.u.} \quad (6.8)$$

6.1.2 Theveninov ekvivalent dvozbiralčnega sistema

Theveninov ekvivalent dvozbiralčnega sistema je enak samemu dvozbiralčnemu sistemu, torej mora veljati $|\underline{Z}_{th}| = |\underline{Z}_v|$ in $|E| = 1 \text{ p.u.}$ V našem izbranem primeru je $|\underline{Z}_v| = 0,05$. Sl. 6.3 prikazuje izračunana modula bremenske in Theveninove impedance v odvisnosti od obremenitve v sistemu. Modula smo za vsako obratovalno točko systemske PU krivulje na Sl. 6.2 izračunali z uporabo enačb (5.2) in (5.5).

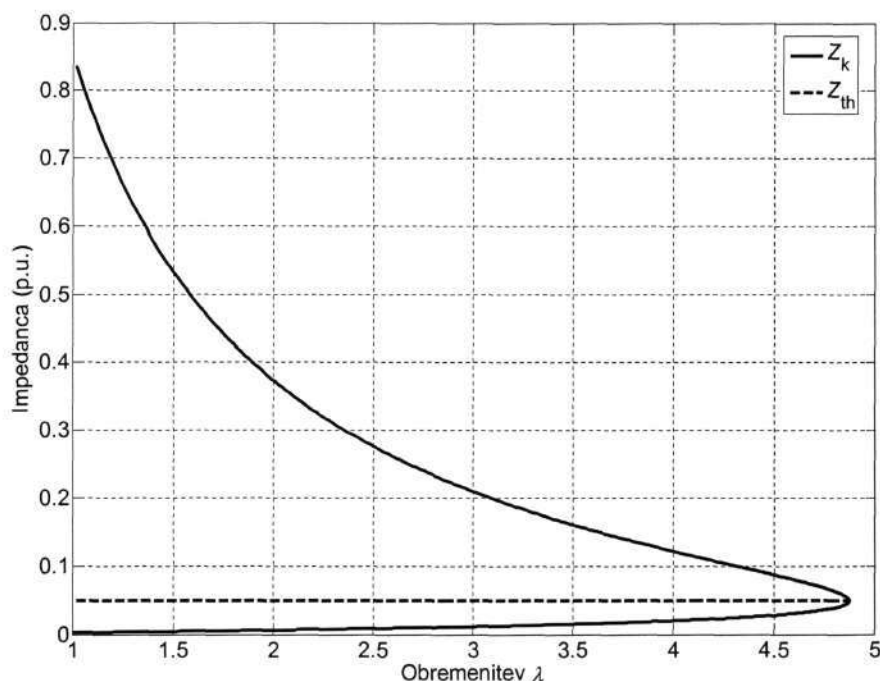
Rezultat simulacije na Sl. 6.3 potrjuje predvidene rezultate. Modul Theveninove impedance je na vsem območju konstanten in enak modulu impedance voda:

$$|\underline{Z}_{th}| = \left| \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k} \right| = 0,05 \text{ p.u.} = |\underline{Z}_v|. \quad (6.9)$$

S tem smo potrdili veljavnost enačbe (5.5), ki smo jo predpostavili na začetku poglavja 5. Na Sl. 6.3 lahko vidimo, da pri obremenitvah manjših od $\lambda_{\max}$ velja:

$$\left| \frac{\underline{U}_k}{\underline{I}_k} \right| > \left| \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k} \right|, \quad (6.10)$$

v točki zloma pri obremenitvi $\lambda_{\max}$, pa sta modula bremenske in Theveninove impedance enaka $|\underline{Z}_k| = |\underline{Z}_{th}|$. Zadnja rezultata potrjujeta pravilnost enačb (5.4) in (5.1). Pri majhnih obremenitvah je modul bremenske impedance veliko večji od Theveninove impedance $|\underline{Z}_k| \gg |\underline{Z}_{th}|$.



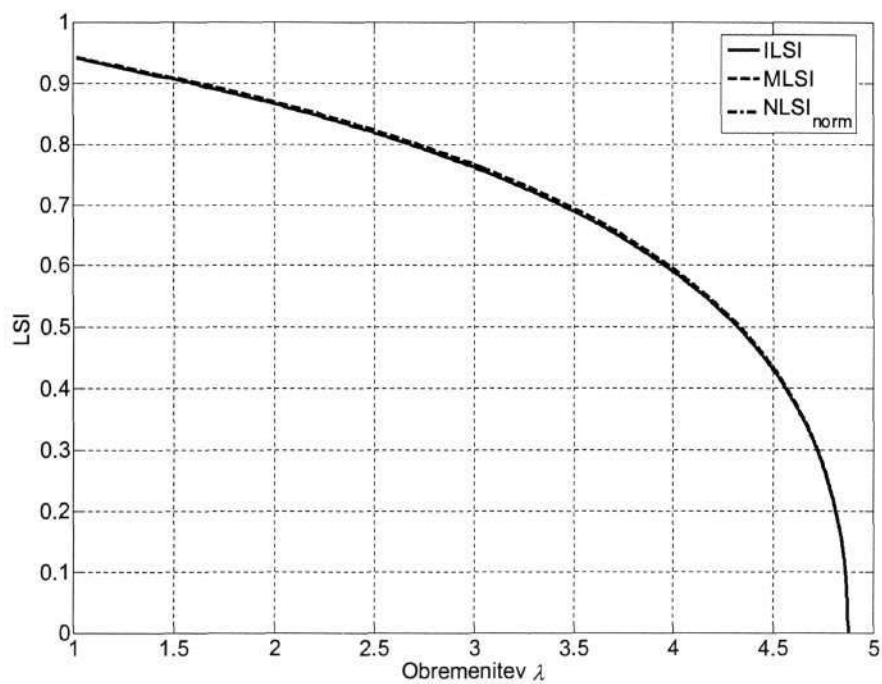
Sl. 6.3: Sistem S2, modul bremenske in Theveninove impedance.

6.1.3 Lokalni stabilnostni indeksi

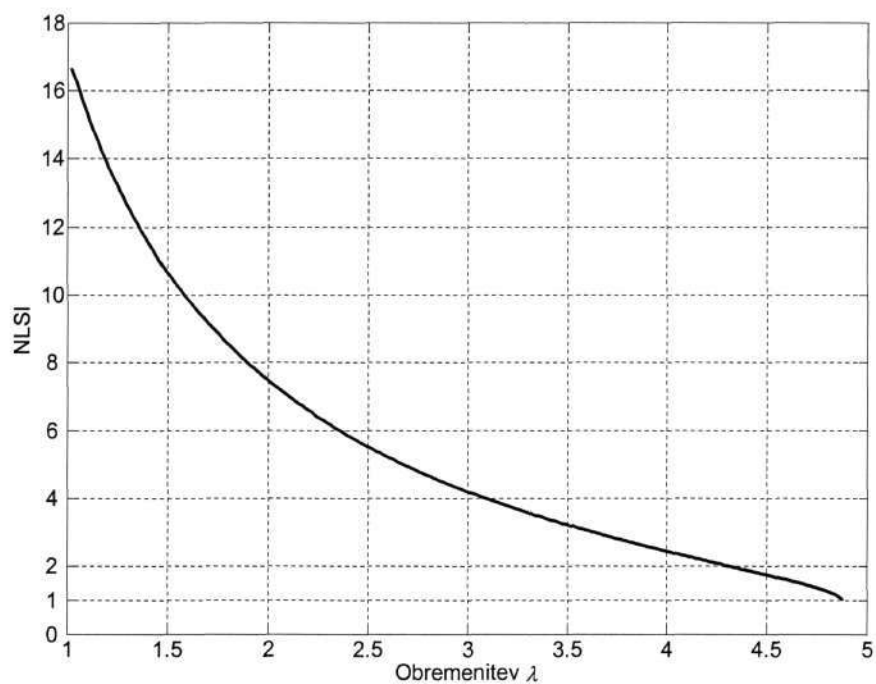
V prejšnjem razdelku smo določili Theveninov ekvivalent, zato sedaj lahko izračunamo lokalne stabilnostne indekse (LSI-je). Sl. 6.4 prikazuje poteke lokalnih stabilnostnih indeksov glede na (5.40), (5.48), (5.54) in (5.55), v odvisnosti od obremenitve. Zanimajo nas le poteki indeksov do nastopa meje obremenitve sistema, torej do obremenitve $\lambda_{\text{maks}} = 4,88$. Že v podpoglavju 5.2 smo pokazali, da bodo vsi indeksi razen NLSI-ja normirani med 0 in 1, zato zaradi preglednosti potek NLSI-ja rišemo posebej na Sl. 6.5.

Na Sl. 6.4 vidimo, da sta poteka indeksov ILSI in $\text{NLSI}_{\text{norm}}$ res enaka, kot smo predvideli z enačbo (5.55), zato indeksa $\text{NLSI}_{\text{norm}}$ v nadaljnjih analizah ne bomo več posebej obravnavali. Zelo malo se od njiju razlikuje indeks MLSI. Pri maksimalni preneseni moči oziroma zlomu so vrednosti vseh treh indeksov nič. Opazimo tudi, da indeksi pri visokih obremenitvah, ko se bližamo meji obremenitve sistema, zelo strmo padajo proti nič. Prednost indeksov na Sl. 6.4 je, da so vsi normirani med 0 in 1.

Indeks NLSI na Sl. 6.5 za razliko od LSI-jev na Sl. 6.4 zavzema pri majhnih obremenitvah zelo visoke vrednosti nad 1, pri napetostnem zlomu, pa je enak 1. Opazimo, da je potek indeksa bolj položen, predvsem v bližini napetostnega zloma.



Sl. 6.4: Sistem S2, lokalni stabilnostni indeksi ILSI, MLSI in NLSI_{norm}.



Sl. 6.5: Sistem S2, indeks NLSI.

6.1.4 Vpliv smeri spreminjanja obremenjevanja v sistemu

V razdelku 4.2.4 in v uvodu tega poglavja smo govorili o vplivu spreminjanja parametrov $\mathbf{p}$ vzdolž različnih smeri $\mathbf{d}$. V razdelkih od 6.1.1 do 6.1.3 nismo določili smeri spreminjanja parametrov $\mathbf{p}$, zato so veljale enačbe (6.4)–(6.6). V tem razdelku si pogledjmo rezultate LSI-jev za spreminjanje obremenitve bremena konstantne moči v naslednji smeri:

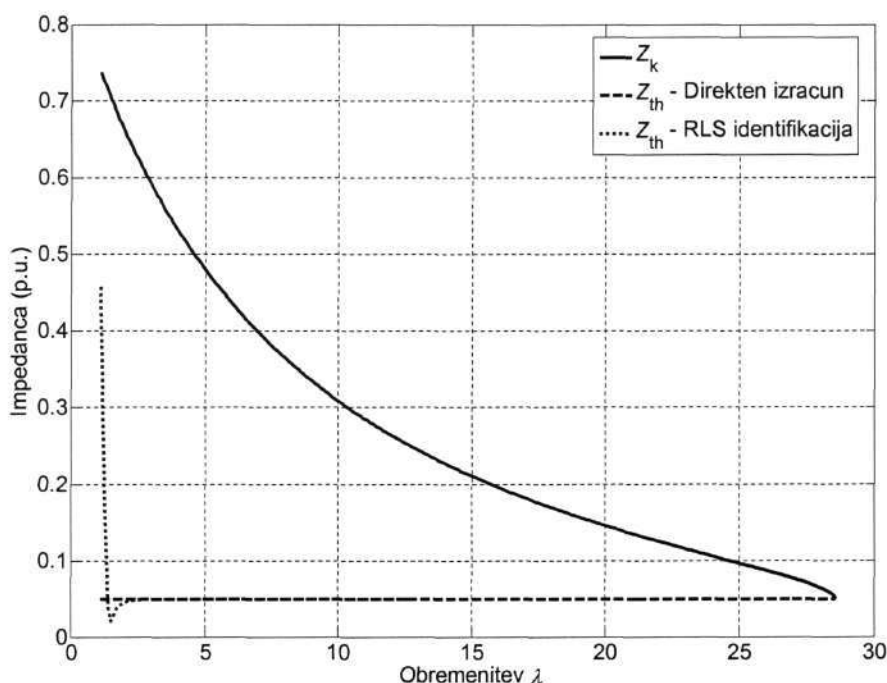
$$P_k = P_{k0} + 0,1\lambda \quad \text{in} \quad (6.11)$$

$$Q_k = Q_{k0} + 0,1\lambda. \quad (6.12)$$

Ker imamo v sistemu samo en generator neskončne moči, smer spreminjanja proizvodnje generatorja podaja enačba (6.4):

$$P_g = (\lambda + k_g) P_{g0}. \quad (6.13)$$

Za izračun meje obremenitve sistema smo zopet uporabili zvezen izračun pretokov moči. Ker imamo breme konstantne moči maksimalna prenesena moč sovпада z mejo obremenitve sistema. Sl. 6.6 prikazuje rezultat direktnega izračuna bremenske, enačba (5.2) in Theveninove impedance, enačba (5.5), za podani smeri obremenjevanja (6.11), (6.12).



Sl. 6.6: Sistem S2, bremenska in Theveninova impedance, izračunana direktno in z uporabo RLS identifikacije.

Na Sl. 6.6 vidimo, da meja obremenitve in zlom nastopita pri obremenitvi $\lambda_{\text{kmax}} = 28,6$. Pri tej obremenitvi je moč bremena:

$$P_{\text{kmax}} = 1 \text{ p.u.} + 0,1 \text{ p.u.} \cdot 28,6 = 3,86 \text{ p.u.} \quad (6.14)$$

Moč bremena (6.14) je enaka maksimalni preneseni moči. Rezultat (6.14) govori o tem, kar smo povedali že v razdelku 4.2.4. Smer spreminjanja **d** parametrov **p** v sistemu močno vpliva tako na mejo obremenitve sistema, kot tudi na maksimalno preneseno moč. LSI-jev v tem razdelku ne bomo risali, saj glede na potek impedanc na Sl. 6.6 rezultate že poznamo iz prejšnjih razdelkov. Najbolj pomemben je zaključek, da LSI-ji za različne scenarije spreminjanja parametrov pravilno pokažejo točko zloma. Ponavadi iščemo scenarij, ki sistem najhitreje pripelje do meje obremenitve sistema. Metode, ki omogočajo določitev teh scenarijev smo omenili v razdelku 4.2.4, na tem mestu pa se podrobneje z njimi ne bomo ukvarjali.

Na Sl. 6.6 smo narisali tudi potek Theveninove impedance izračunane s pomočjo RLS identifikacije s pospeševalnim faktorjem $\xi = 0,98$. RLS identifikacijo smo omenili v razdelku 4.3.3. Vidimo, da je RLS identifikacija za razliko od direktnega izračuna (5.5) na začetku simulacije zelo netočna. Po približno 30-ih korakih izračuna pravilno identificira konstantno Theveninovo impedanco, zato tudi pravilno pokaže točko zloma. Več o konstantnosti Theveninovih parametrov bomo povedali v naslednjem razdelku.

6.1.5 Konstantnost Theveninovih parametrov

V razdelku 5.1.5 smo pri predpostavki konstantnih Theveninovih parametrov za motnjo na bremenski strani iz izhodiščne enačbe (5.37) izpeljali enačbo (5.38):

$$\underline{Z}_{\text{th1}} = -\frac{\Delta \underline{U}_k}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (6.15)$$

Izpeljava s pomočjo Tellegenovega teorema ne predpostavlja konstantnih Theveninovih parametrov. Theveninova impedanca izpeljana na podlagi Tellegenovega teorema in osnovno enačbo (5.37) je enaka:

$$\underline{Z}_{\text{th1}} = -\frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k}. \quad (6.16)$$

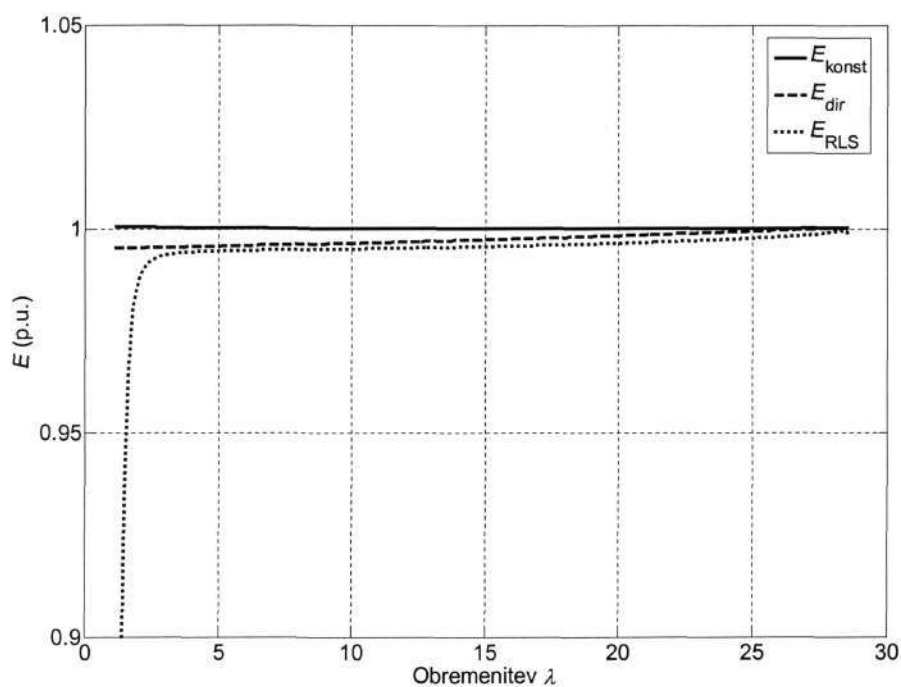
Na prvi pogled sta rezultata (6.15) in (6.16) zelo podobna, razlikujeta se le v konjugirani spremembi napetosti v števcu ulomka. Treba je poudariti, da enačba (6.15) velja samo za motnjo na porabniški strani, pri izpeljavi enačbe s pomočjo Tellegenovega teorema pa smo dokazali, da enačba (6.16) velja za poljubno motnjo kjerkoli v sistemu.

Preverimo sedaj točnost obeh rezultatov na primeru dvozbiralčnega sistema iz prejšnjega razdelka. Če opazujemo samo modul Theveninove impedance, sta oba poteka Theveninovih impedanc (6.15) in (6.16) enaka poteku direktnega izračuna Theveninove impedance na Sl. 6.6. Da bi našli razlike med rezultatoma (6.15) in (6.16) narišimo poteke Theveninove napetosti, ki je v našem primeru dvozbiralčnega sistema konstantna $|\underline{E}| = 1$ p.u. Če v enačbo (5.37) posebej vstavimo enačbi (6.15) in (6.16) dobimo:

$$\underline{E}_{\text{konst}} = \underline{U}_k + \underline{I}_k \frac{\Delta \underline{U}_k}{\Delta \underline{I}_k} \quad \text{in} \quad (6.17)$$

$$\underline{E}_{\text{dir}} = \underline{U}_k + \underline{I}_k \frac{\Delta \underline{U}_k^*}{\Delta \underline{I}_k} \quad (6.18)$$

Sl. 6.7 prikazuje potek modulov Theveninovih napetosti (6.17), (6.18) in Theveninove napetosti, ki jo dobimo s pomočjo RLS identifikacije ($\xi = 0,98$) v odvisnosti od obremenitve.



Sl. 6.7: Sistem S2, Theveninova napetost izračunana s predpostavko konstantnih Theveninovih parametrov, direktno in z uporabo RLS identifikacije.

Na Sl. 6.7 vidimo, da za sistem S2 dobimo najbolj točne rezultate za $|\underline{E}_{\text{konst}}|$ z uporabo enačb (6.15) in (6.17), ki smo jih dobili s predpostavko konstantnih Theveninovih parametrov. Pri direktnem izračunu z uporabo enačb (6.16) in (6.18) dobimo pri nizkih obremenitvah

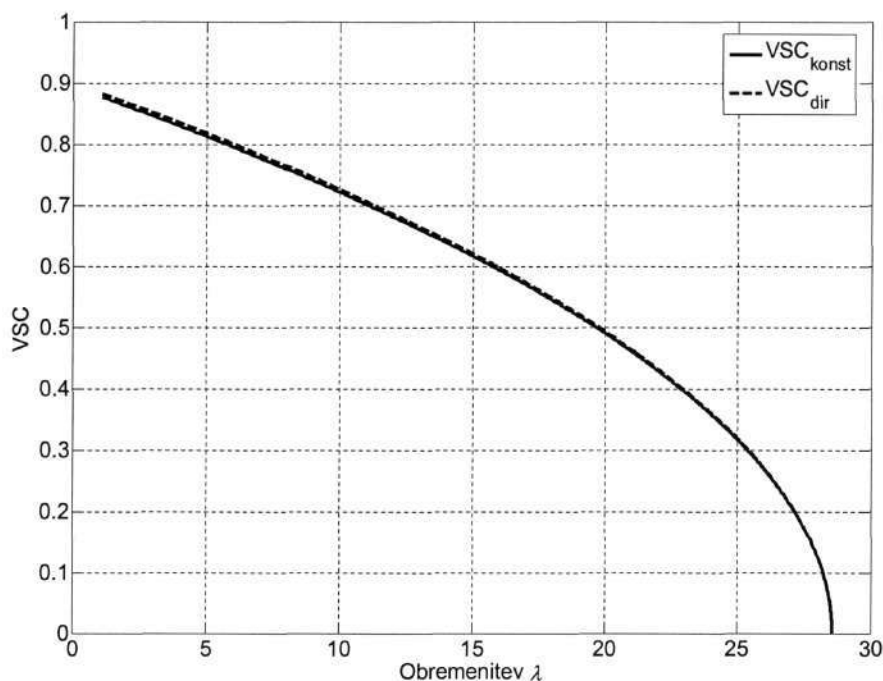
odstopanje od prave vrednosti $|\underline{E}| = 1$ p.u., s povečevanjem obremenitve pa se modul $|\underline{E}_{dir}|$ vedno bolj približuje pravi vrednosti. Theveninova napetost izračunana z uporabo RLS identifikacije je najmanj točna, predvsem pri nizkih obremenitvah, podobno kot Theveninova impedanca izračunana na podlagi RLS identifikacije na Sl. 6.6. Zaradi boljše preglednosti smo modul Theveninove napetosti izračunane s pomočjo RLS identifikacije $|\underline{E}_{RLS}|$ risali od 0,9 p.u. dalje, sicer vrednost modula te napetosti začne naraščati pri 0,36 p.u.

Rezultat na Sl. 6.7 smo pričakovali. Najbolj točne rezultate dobimo z enačbami, kjer predpostavimo konstantne Theveninove parametre. Vendar so Theveninovi parametri konstantni samo pri dvozbralnem sistemu.

Na splošno se lahko Theveninovi parametri močno spreminjajo, zato bomo točnost enačb (6.15) in (6.16) kasneje preverili na večjih sistemih. V ta namen definirajmo kriterij VSC:

$$VSC = |\underline{U}_k^* - (\underline{E} - \underline{U}_k)|. \quad (6.19)$$

Vsako Theveninovo napetost, ki jo bomo izračunali po enačbah (6.15) in (6.16) bomo vstavili v enačbo (6.19) in tako dobili VSC-je za različne metode. Ker pri maksimalni preneseni moči velja enačba (5.25) mora biti VSC v točki zloma enak nič.



Sl. 6.8: Sistem S2, VSC izračunan na podlagi različnih izračunov Theveninove napetosti.

Sl. 6.8 prikazuje rezultate poteka kriterija VSC v odvisnosti od obremenitve za dvozbiralčen sistem. Kriterij VSC_{konst} je izračunan na podlagi E_{konst} , kriterij VSC_{dir} pa na podlagi E_{dir} .

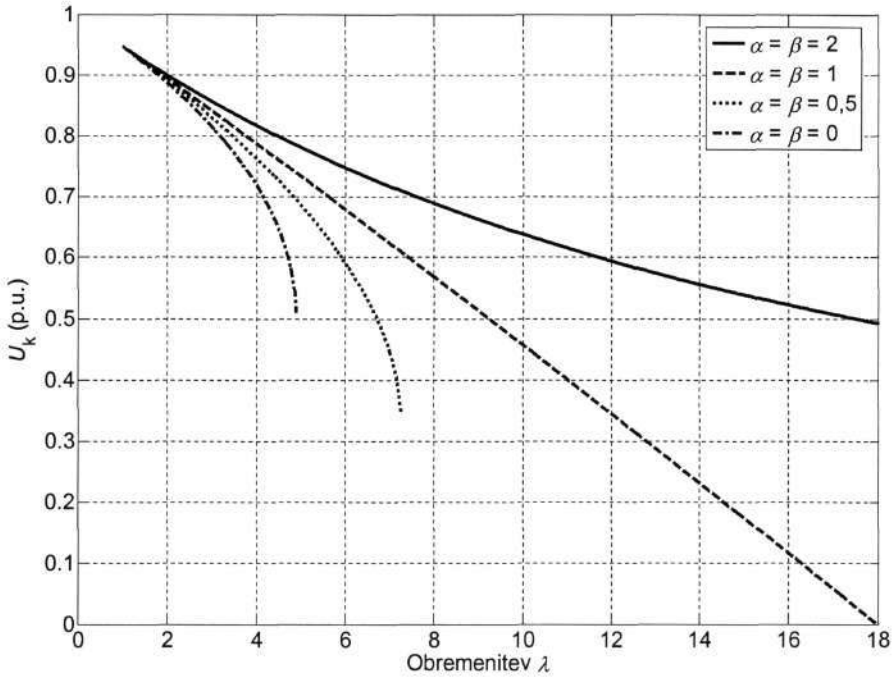
Na Sl. 6.8 vidimo, da točko zloma pri dvozbiralčnem sistemu pravilno določimo z uporabo obeh enačb (6.15) in (6.16) za izračun Theveninove impedance. Manjše odstopanje nastopi le pri nizkih obremenitvah. Kriterij VSC bomo v razdelku 6.3.2 preskusili na večjem sistemu, kjer Theveninovi parametri ne bodo več konstantni.

6.1.6 Vpliv karakteristik bremen

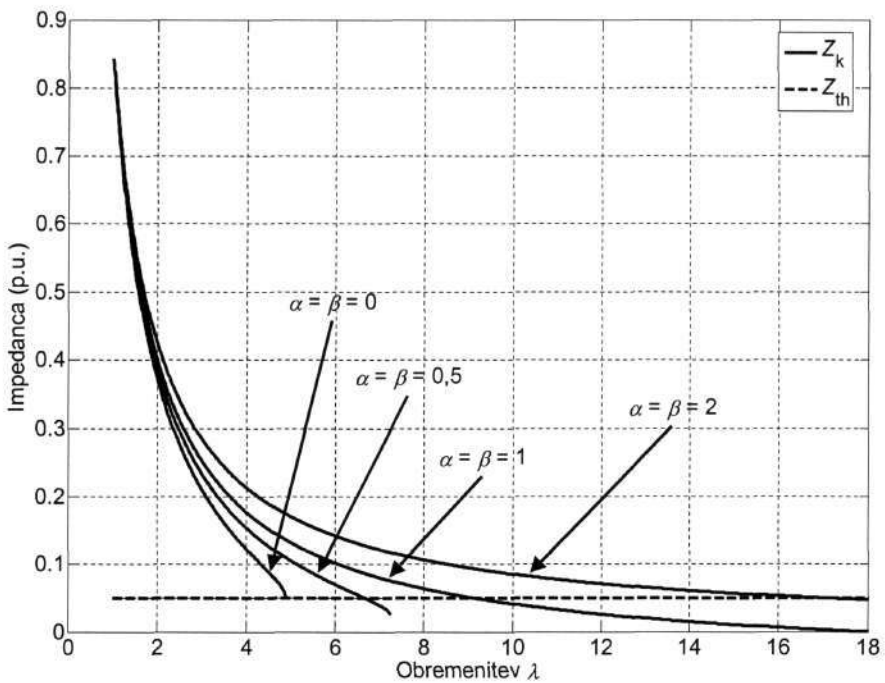
V tem razdelku bomo analizirali vpliv karakteristik bremen na LSI-je. O karakteristikah bremen smo podrobneje govorili že v razdelkih 3.2.5, 3.2.9 in 3.4.1. Vzemimo eksponentno breme z enačbama (3.37) in (3.38). Zvezni izračun pretokov moči z napetostno odvisnimi bremenimi ne zna računati, zato si bomo pomagali z metodo časovne rasti obremenitve, kjer bo povečevanje obremenitve λ kar sorazmerno povečevanju integracijskega časa. Korak integracije smo vzeli konstanten 0,01 s, smeri spreminjanja obremenjevanja pa nismo določili. Rezultate simulacij za eksponentno breme konstantne impedance $\alpha = \beta = 2$, toka $\alpha = \beta = 1$, moči $\alpha = \beta = 0$ in splošno breme z $\alpha = \beta = 0,5$ prikazujejo Sl. 6.9–Sl. 6.12.

Metoda časovne rasti obremenitve pri nastopu meje obremenitve sistema ne konvergira, tako smo tudi določili točko zloma. Rezultati na Sl. 6.9–Sl. 6.12 za breme konstantne moči so enaki rezultatom v razdelkih 6.1.1, 6.1.2 in 6.1.3. Pri rezultatih za eksponentno breme konstantnega toka in impedance smo simulacijo ustavili ročno pri času $t = 18$ s oziroma obremenitvi $\lambda = 18$ saj do nekonvergence ni prišlo. Razlog za nekonvergenco smo opisali že v razdelku 3.4.1, kjer smo omenili, da pri bremenu z $\alpha = \beta \geq 1$ bifurkacija in meja obremenitve ne obstaja. Za eksponentna bremenena $\alpha = \beta < 1$ meja obremenitve obstaja, torej bo prišlo do izgube ravnotežja in nekonvergence programa. Meja obremenitve sistema za breme konstantne moči je enaka 4,88, za splošno eksponentno breme z $\alpha = \beta = 0,5$ pa 7,2.

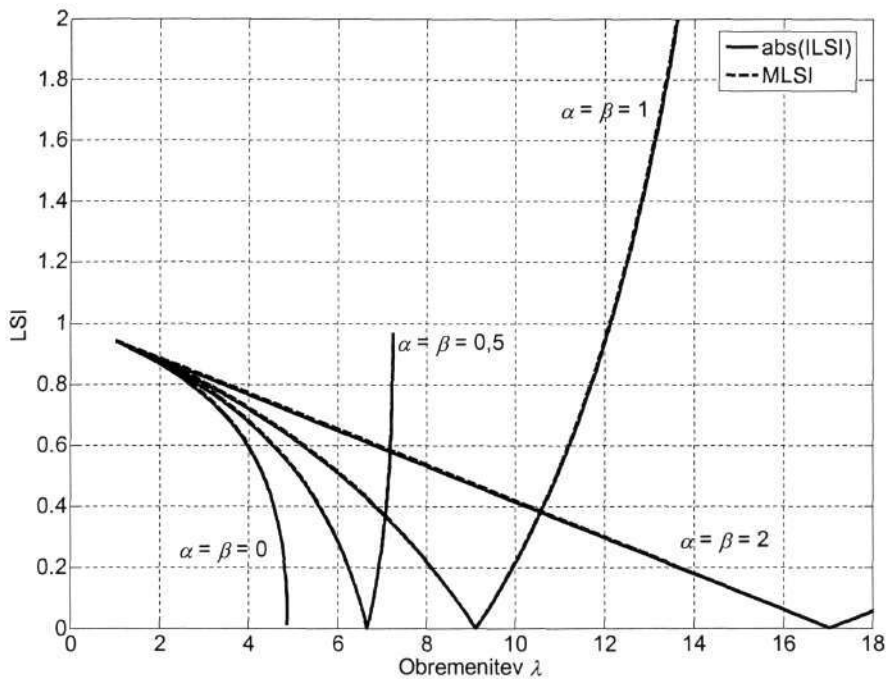
Maksimalen prenos moči sovpada z mejo obremenitve sistema le za bremenena konstantne moči $\alpha = \beta = 0$. Ker LSI-ji temeljijo na maksimalni preneseni moči in ne na meji obremenitve sistema, bodo za vsa eksponentna bremenena z $\alpha = \beta > 0$ pokazali napetostni zlom pri obremenitvi, kjer je moč poljubnega eksponentnega bremenena enaka maksimalni preneseni moči bremenena konstantne moči, ki smo jo izračunali z enačbo (6.7) in je enaka $P_{kmaks} = 4,88$ p.u. Kot se vidi iz Sl. 6.10–Sl. 6.12 je ta obremenitev za splošno breme $\alpha = \beta = 0,5$ enaka 6,7, za breme konstantnega toka 9,1, za breme konstantne impedance pa 17,0.



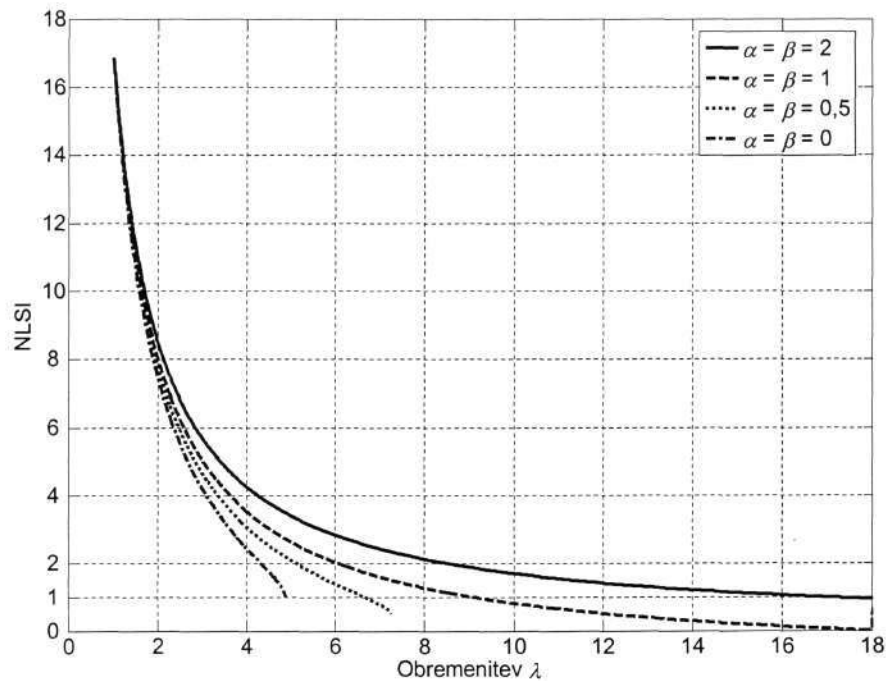
Sl. 6.9: Sistem S2, PU krivulje za različna eksponentna bremena.



Sl. 6.10: Sistem S2, bremenska in Theveninova impedanca za različna eksponentna bremena.



Sl. 6.11: Sistem S2, indeksa ILSI, MLSI za različna eksponentna bremena.



Sl. 6.12: Sistem S2, indeks NLSI za različna eksponentna bremena.

Na Sl. 6.10 opazimo, da Theveninova impedanca ne zavisi od karakteristike bremen. Na Sl. 6.11 smo zaradi boljše preglednosti vzeli absolutno vrednost ILSI-ja, hkrati pa smo tako ILSI, kot in MLSI za breme konstantnega toka risali samo do vrednosti $ILSI = MLSI = 2$.

Tudi ZIP breme smo podrobneje obravnavali v razdelkih 3.2.9 in 3.4.1. Glede na Sl. 3.16 lahko povemo, da bodo za ZIP breme veljali enaki zaključki, kot za eksponentno breme.

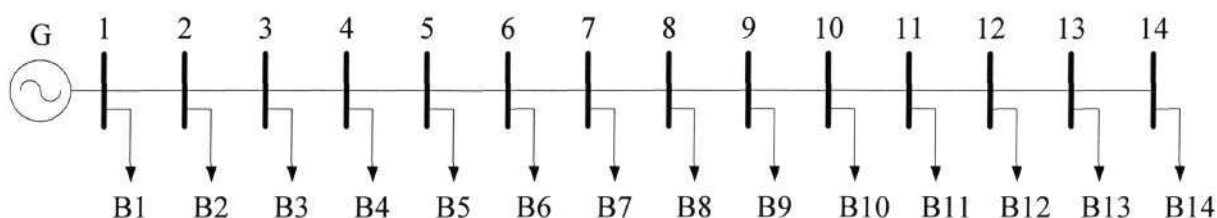
Za zaključek lahko še enkrat povzamemo razdelek 6.1.6. LSI-ji temeljijo na maksimalni preneseni moči, ki ne zavisi od karakteristik bremen, kot smo ugotovili v poglavju 2. Za posamezna napetostno odvisna statična bremenja LSI-ji zato ne pokažejo pravilno napetostnega zloma oziroma pokažejo zlom tudi, ko v sistemu do izgube ravnotežja sploh ne pride. LSI-ji pravzaprav pokažejo točko, ko breme preide v nestabilno območje obratovanja. Kot smo povedali v razdelku 3.2.5 obratovanje v nestabilnem območju zavisi od zmožnosti bremenja delovati pri nizkih napetostih in visokih tokovih.

V nasprotju z napetostno odvisnimi statičnimi bremenji je obratovanje dinamični (združenih) bremen zaradi dinamike bremen in mehanizmov vzpostavitve moči v nestabilnem območju nemogoče in dodatno obremenjevanje čez mejo maksimalne prenesene moči sistema vodi do nenadnega razpada sistema. V dinamičnih sistemih bodo zato LSI-ji pokazali točko zloma oziroma točko, kjer sistem preide v nestabilno obratovanje, ki vodi do nenadnega razpada sistema.

Omenimo še, da avtorja v [50] predlagata postopek s katerim lahko napetostno odvisno breme pretvorimo v ekvivalentno breme konstantne moči. Če bi ta postopek uporabili, bi LSI-ji za napetostno odvisna bremenja tudi pri statičnih analizah pravilno pokazali točko napetostnega zloma ali točko izgube ravnotežja v sistemu.

6.2 14-zbiralčni radialni sistem (S14)

14-zbiralčni radialni sistem prikazan na Sl. 6.13 sestavljajo generator neskončne moči in 14 bremen konstantne moči. Podatke za sistem S14 prikazujeta Tab. 9.1 in Tab. 9.2 v prilogi.



Sl. 6.13: Sistem S14.

6.2.1 Lokalni stabilnostni indeksi

S pomočjo zveznega pretoka izračuna pretokov moči smo ugotovili, da meja obremenitve sistema oziroma maksimalna prenesena moč nastopi pri obremenitvi $\lambda_{\text{maks}} = 1,538$.

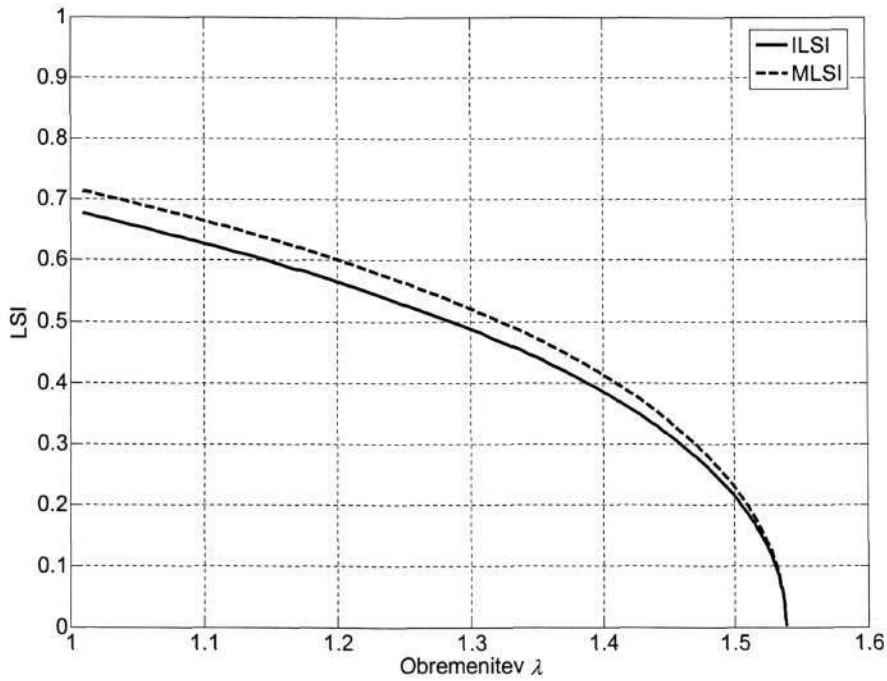
Obremenjevali smo vsa bremena, pri čemer smeri spreminjanja obremenjevanja nismo določili. Bremensko impedanco, Theveninove parametre in LSI-je smo izračunali z enačbami (5.2), (5.5), (5.40), (5.48) in (5.54). Normiranega NLSI-ja (5.55) nismo računali, ker je enak indeksu ILSI. Rezultati potekov LSI-jev v odvisnosti od obremenitve v sistemu za vsa vozlišča prikazujejo Sl. 9.2–Sl. 9.4 v prilogi. Sl. 6.14 in Sl. 6.15 prikazujeta LSI-je za najbolj ogroženo vozlišče 14.

Na Sl. 6.14 vidimo, da sta poteka indeksov ILSI in MLSI zelo podobna, normirana med 0 in 1, v bližini točke zloma pa strmo padata proti 0. Indeks NLSI na Sl. 6.15 je bolj položen, a ni normiran med 0 in 1.

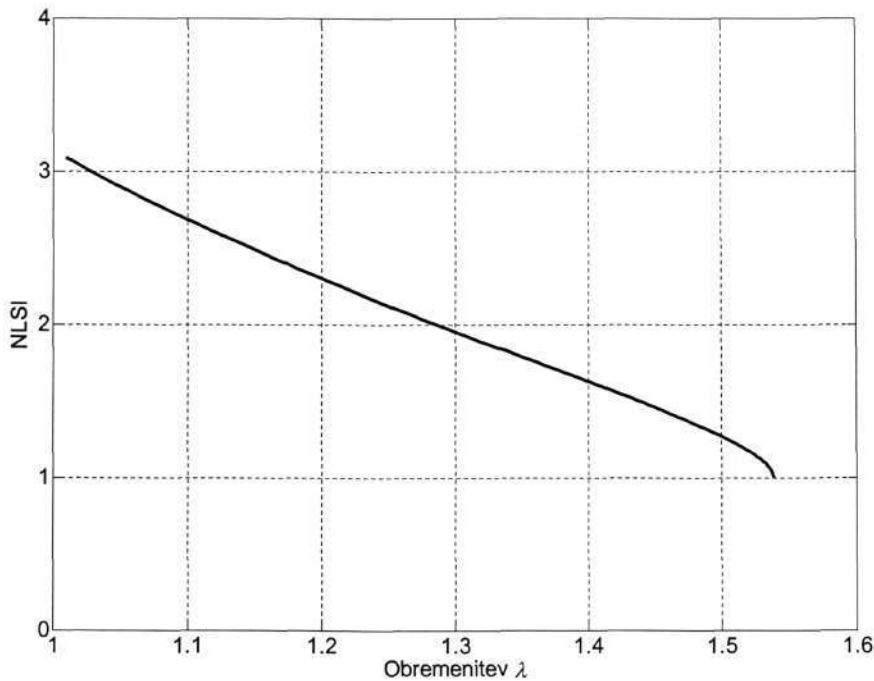
Iz potekov indeksov za vsa vozlišča na Sl. 9.2–Sl. 9.4 ugotovimo, da LSI-ji za vsa bremenska vozlišča v bližini zloma padajo proti nič. ILSI in MLSI sta za vozlišče 1 kamor je priključen generator na celotnem območju obremenjevanja enaka 1. NLSI pa za generatorsko vozlišče, kjer je sprememba napetosti enaka $\Delta U_k^* = 0$ ne moremo izračunati, zato bomo odslej opazovali samo bremenska vozlišča. Ta vozlišča so s stabilnostnega vidika tudi najbolj kritična. Če vrednosti LSI-jev razvrstimo po velikosti za vsako obremenitev posebej, ugotovimo, da se vrstni red kritičnosti vozlišč s povečevanjem obremenitve ne spreminja. Vozlišče 14 je najbolj kritično, vozlišče 2 pa najmanj kritično vozlišče na celotnem območju obremenitev. Vprašamo se ali se razpored kritičnosti vozlišč spremeni v bližini točke zloma. Odgovor da Sl. 6.16, ki prikazuje poteke indeksov ILSI za vsa vozlišča v bližini zloma in Sl. 6.17, na kateri so razvrščeni indeksi ILSI za zadnjo obremenitev pred zlomom.

Na Sl. 6.16 in Sl. 6.17 vidimo, da se razpored kritičnosti vozlišč v bližini zloma in v sami točki zloma ne spremeni, res pa je, da so razlike v vrednosti indeksov zelo majhne. Sami točki zloma se približamo tako natančno, ker je sprememba obremenitev $\Delta \lambda$ zveznega izračuna pretoka moči spremenljiva in se v bližini zloma zmanjša na zelo majhne vrednosti.

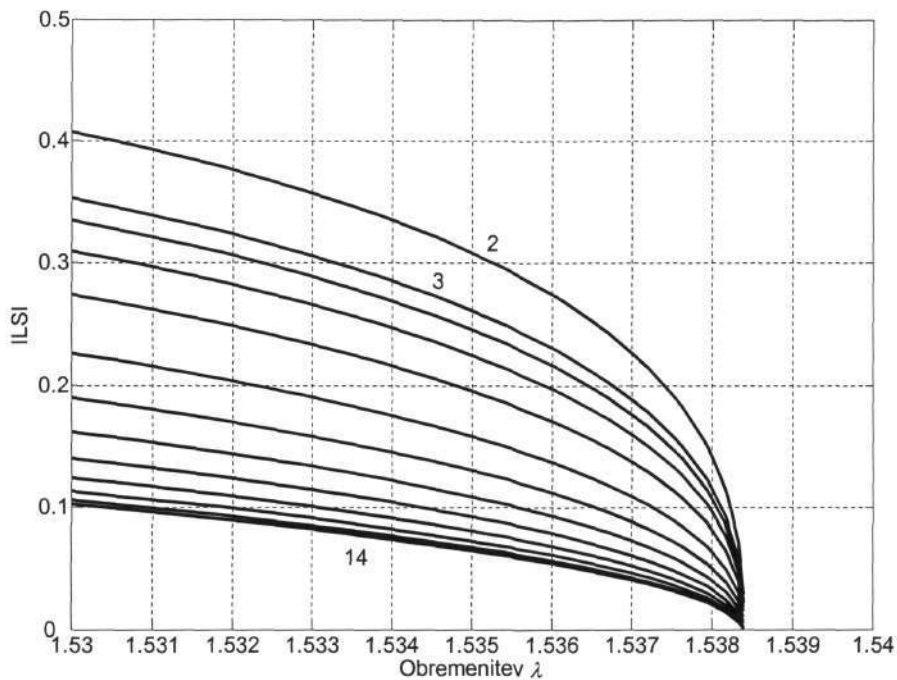
Odvisnosti spremembe obremenitve od koraka izračuna in spremembe obremenitve od same obremenitve prikazujeta Sl. 9.5 in Sl. 9.6 v prilogi. Na Sl. 9.5 vidimo, da se sprememba obremenitve linearno zmanjšuje s korakom izračuna od začetne izbrane vrednosti 0,01 do 0. Na Sl. 6.16 je od obremenitve 1,538, kjer so razlike med indeksi že dokaj velike, je zvezen izračun pretokov moči izračunal rezultate še za 4 spremembe obremenitve, ki so skoraj nič. Pri sprotnem ugotavljanju bližine zloma sama točka zloma ni zanimiva, saj moramo za preprečitev zloma ukrepati mnogo prej.



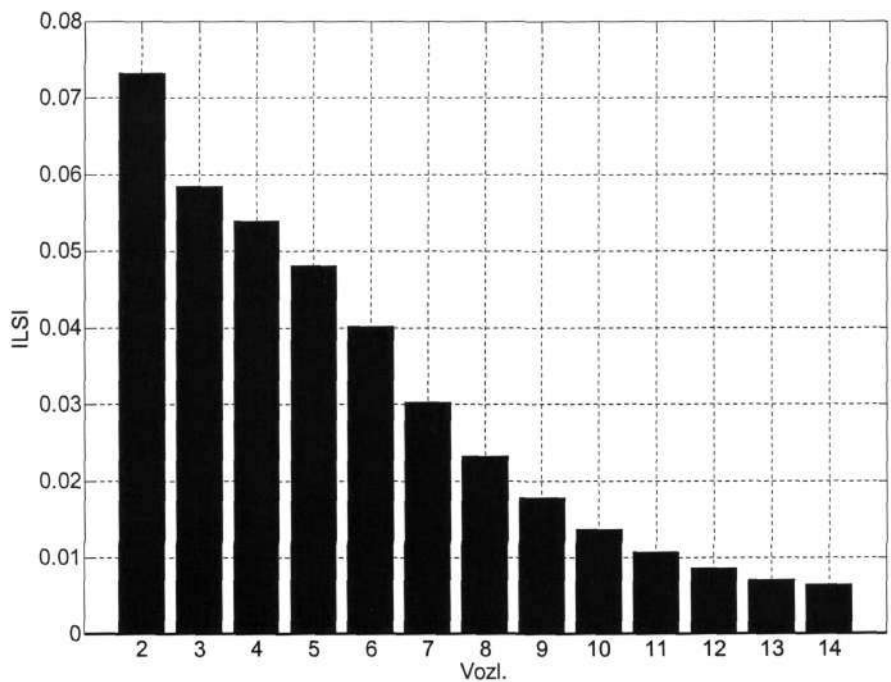
Sl. 6.14: Sistem S14, indeksa ILSI in MLSI za vozlišče 14.



Sl. 6.15: Sistem S14, indeks NLSI za vozlišče 14.



Sl. 6.16: Sistem S14, indeks ILSI za vsa vozlišča v bližini zloma.



Sl. 6.17: Sistem S14, indeks ILSI za vsa vozlišča za zadnjo obremenitev pred zlomom.

6.2.2 Ugotavljanje mesta nastanka motnje v radialnih sistemih

V razdelku 5.1.5 smo govorili o ugotavljanju mesta nastopa motnje v radialnih sistemih na podlagi Theveninove impedance. Metodo sedaj analizirajmo na preprostem sistemu S14.

Spreminjajmo obremenitev v sistemu S14 na Sl. 6.13 samo v vozlišču 10, brez določeni smeri spreminjanja obremenjevanja. Za vsako obremenitev na vseh vodih izračunajmo po enačbi $Z_{th} = \Delta U_k / \Delta I_{ik}$ Theveninovo impedanco na začetku vodov. Napetost U_k je napetost vozlišča k, tok I_{ik} pa tokrat ni bremenski tok, ampak tok na začetku voda i-k. V praksi bi to storili tako, da bi na začetku vsakega voda v sistemu S14 s PMU-jem merili fazorja toka na vodu in vozliščne napetosti k in sproti izračunavali Theveninovo napetost. Predpostavimo, da fazorje merimo dovolj blizu vozlišča k, tako da je napetost U_k res enaka napetosti vozlišča k.

V razdelku 5.1.5 smo za definirano smer toka I_{ki} od proizvodnje k porabi za poljubno merilno točko v sistemu povedali naslednje:

- če je realni del izračunane Theveninove impedance pozitiven, je motnja nastopila na proizvodnji strani oziroma
- če je realni del izračunane Theveninove impedance negativen, je motnja nastopila na porabniški strani.

Ker smo obremenitev (motnjo) povečevali v vozlišču 10, bi morali biti vse rezistance izračunane Theveninove impedance $\text{Re}(Z_{th})$ na začetku vodov 1–9 negativne, na začetku vodov 10–13 pa pozitivne. Tab. 6.1 prikazuje izračunane realne dele Theveninove impedance za vse začetke vodov za tri različne obremenitve.

Iz Tab. 6.1 lahko razberemo, da lahko iz realnega dela Theveninove impedance v radialnem sistemu, kjer nastopi motnja ali samo na porabniški ali pa samo na bremenski strani določimo mesto nastopa motnje. Theveninova impedanca za začetek voda 1–2 je enaka 0, saj je vozlišče 1 generatorsko in ni spremembe napetosti. V tabeli Tab. 6.1 smo prikazali rezultate samo za tri obremenitve, zanima pa nas tudi, če metoda pravilno ugotavlja mesto motnje na celotnem območju obremenjevanja. Rezultate izračuna rezistance za vode 5–6, 7–8, 11–12 in 13–14 na celotnem območju obremenjevanja prikazuje Sl. 6.18.

Na Sl. 6.18 vidimo, da zlom nastopi pri obremenitvi 5,69 in da metoda pravilno ugotavlja mesto motnje na celotnem območju obremenjevanja, če motnja nastopi na porabniški strani (voda 5–6 in 7–8). Če motnja nastopi na proizvodnji strani metoda pri visokih obremenitvah ne ugotovi pravilno mesta motnje, saj realni del Theveninove impedance spremeni predznak (voda 11–12 in 13–14). Težave pri motnji na proizvodnji strani se pojavijo tudi pri prvi izračunani Theveninovi impedanci. Zaključimo lahko, da metoda lociranja motnje [84] v radialnih sistemih pri visokih obremenitvah ni uporabna.

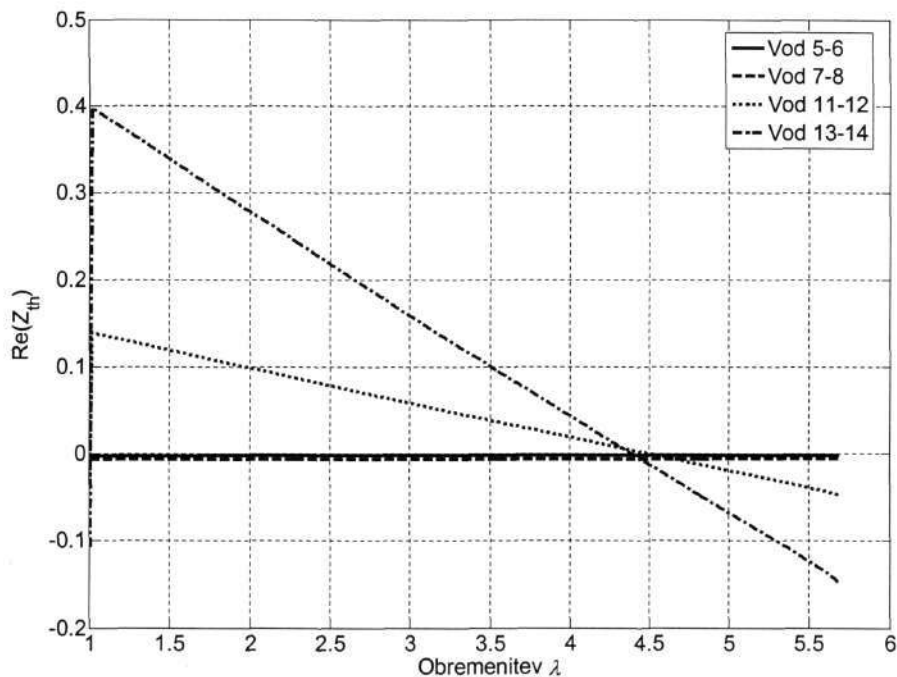
Tab. 6.1: Sistem S14, rezistance Theveninove impedance na začetku vodov pri različnih obremenitvah.

Vod	$\text{Re}(\underline{Z}_{\text{th}})$ $\lambda = 1,5$	$\text{Re}(\underline{Z}_{\text{th}})$ $\lambda = 2,0$	$\text{Re}(\underline{Z}_{\text{th}})$ $\lambda_{\text{maks}} = 2,5$
1-2	0	0	0
2-3	-0,0010	-0,0010	-0,0010
3-4	-0,0015	-0,0015	-0,0015
4-5	-0,0018	-0,0018	-0,0018
5-6	-0,0021	-0,0021	-0,0021
6-7	-0,0029	-0,0028	-0,0028
7-8	-0,0064	-0,0064	-0,0063
8-9	-0,0114	-0,0113	-0,0112
9-10	-0,0178	-0,0178	-0,0177
10-11	+0,0937	+0,0780	+0,0626
11-12	+0,1195	+0,0989	+0,0786
12-13	+0,1732	+0,1427	+0,1126
13-14	+0,3386	+0,2780	+0,2181

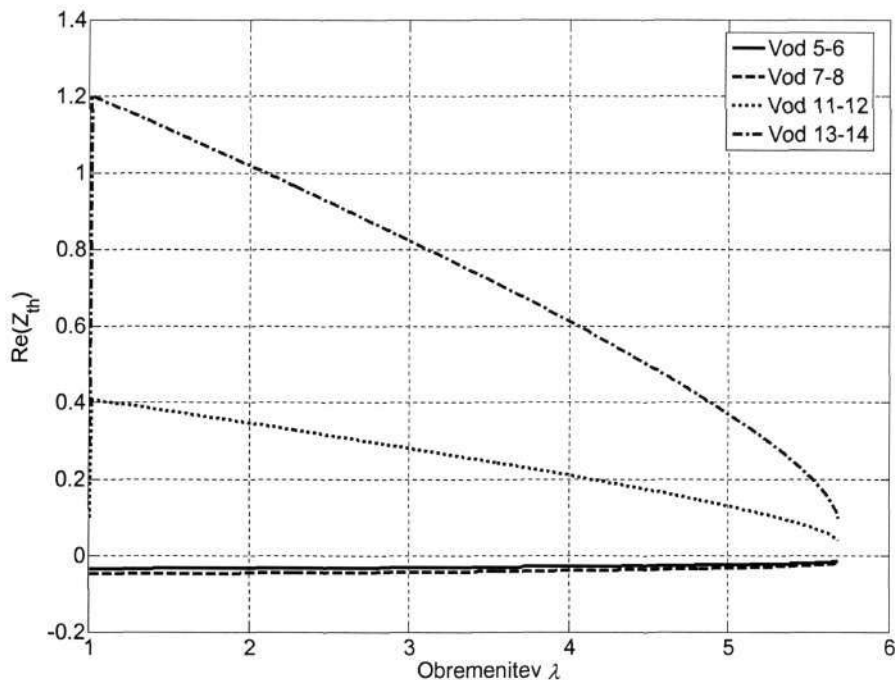
Metoda [84] ne ugotavlja pravilno lokacije nastopa motnje zaradi predpostavke konstantnih Theveninove parametrov. O tem smo že govorili v razdelkih 5.1.5 in 6.1.5. Poskusimo locirati motnje z uporabo direktne enačbe $\underline{Z}_{\text{th}} = \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_{ik}$, ki smo jo izpeljali s pomočjo Tellegenovega teorema, pri izpeljavi pa nismo predpostavili konstantnih Theveninovih parametrov. Rezultate izračuna rezistance za vode 5-6, 7-8, 11-12 in 13-14 na celotnem območju obremenjevanja pri upoštevanju enačbe $\underline{Z}_{\text{th}} = \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_{ik}$ prikazuje Sl. 6.19.

Pri izračunu rezistance Theveninove impedance na Sl. 6.19 za nastop motnje na proizvodnji strani smo glede na enačbi (5.38) in (5.39) morali upoštevati tudi različen predznak Theveninove impedance, sicer rezultat izračuna Theveninove impedance za motnjo na proizvodnji strani ni pravilen. Theveninovo impedanco za motnjo na proizvodnji strani smo torej izračunali z enačbo $\underline{Z}_{\text{th}} = -\Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_{ik}$ za motnjo na porabniški strani pa z enačbo $\underline{Z}_{\text{th}} = \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_{ik}$.

Na Sl. 6.19 lahko vidimo, da smo z omenjenimi popravki metode [84] sedaj dobili pravilne rezultate lociranja motnje na celotnem območju obremenjevanja. Žal v praksi vnaprej ne bomo vedeli, kje je nastopila motnja, saj je to rezultat, ki ga iščemo. Posledično tudi ne bomo vedeli kateri predznak vzeti pri direktnem izračunu Theveninove impedance $\underline{Z}_{\text{th}} = \pm \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_{ik}$, zato je metoda v praksi neuporabna. V tem razdelku smo še enkrat pokazali, da predpostavka konstantnih Theveninovih parametrov ni upravičena.



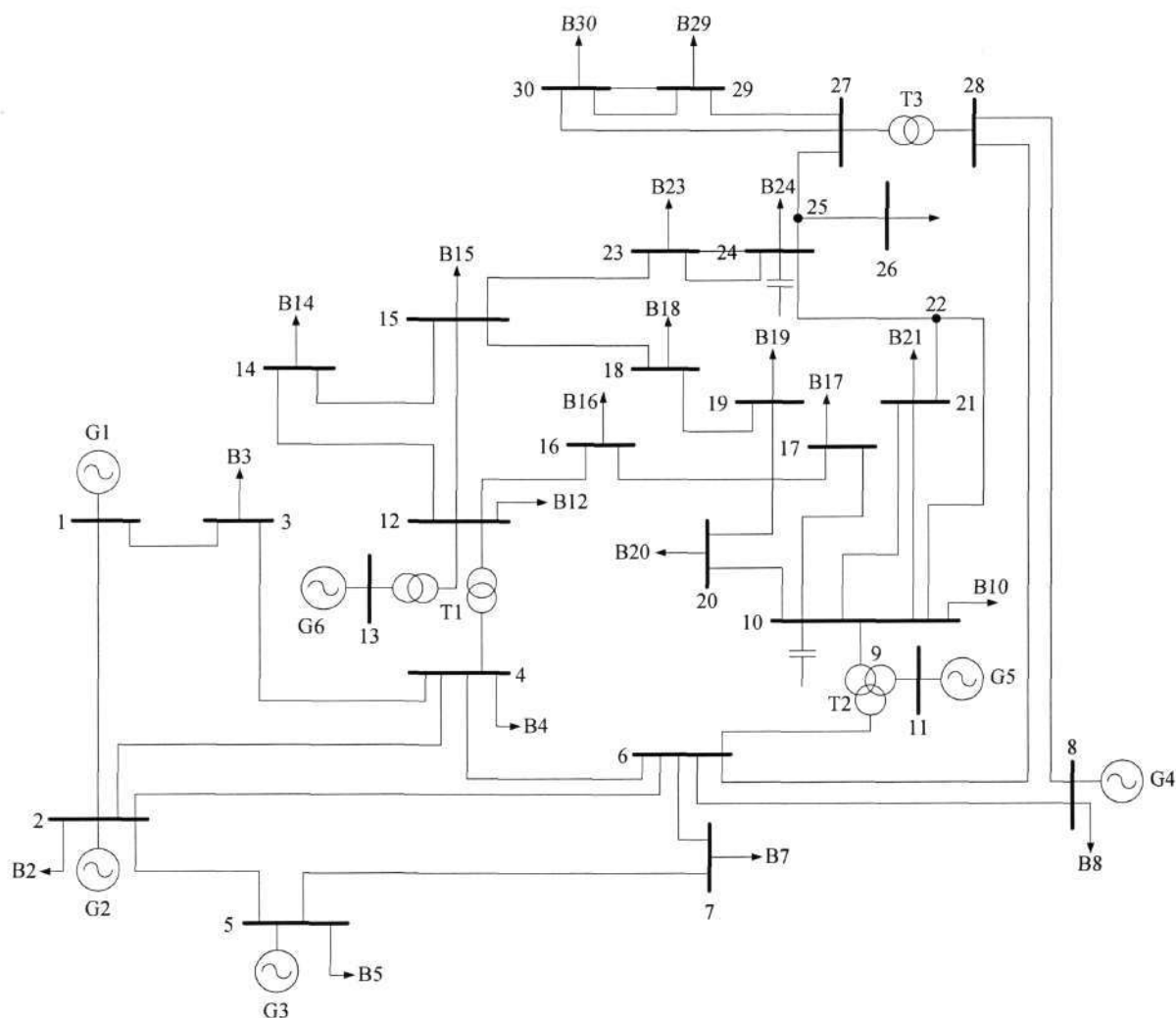
Sl. 6.18: Sistem S14, potek rezistance Theveninove impedance (konstantni parametri) na začetku vodov 5–6, 7–8, 11–12 in 13–14 na celotnem območju obremenjevanja.



Sl. 6.19: Sistem S14, potek rezistance Theveninove impedance (direkten izračun) na začetku vodov 5–6, 7–8, 11–12 in 13–14 na celotnem območju obremenjevanja.

6.3 30-zbiralčni IEEE sistem (S30)

30-zbiralčni sistem prikazan na Sl. 6.20 predstavlja del ameriškega AEP sistema iz leta 1961. V sistemu je 6 generatorskih vozlišč in 21 bremenskih vozlišč. Bremena v sistemu imajo konstantno moč. Bilančno vozlišče je vozlišče 1. Podatke o vozliščih in vodih za sistem prikazujeta Tab. 9.3 in Tab. 9.4 v prilogi.

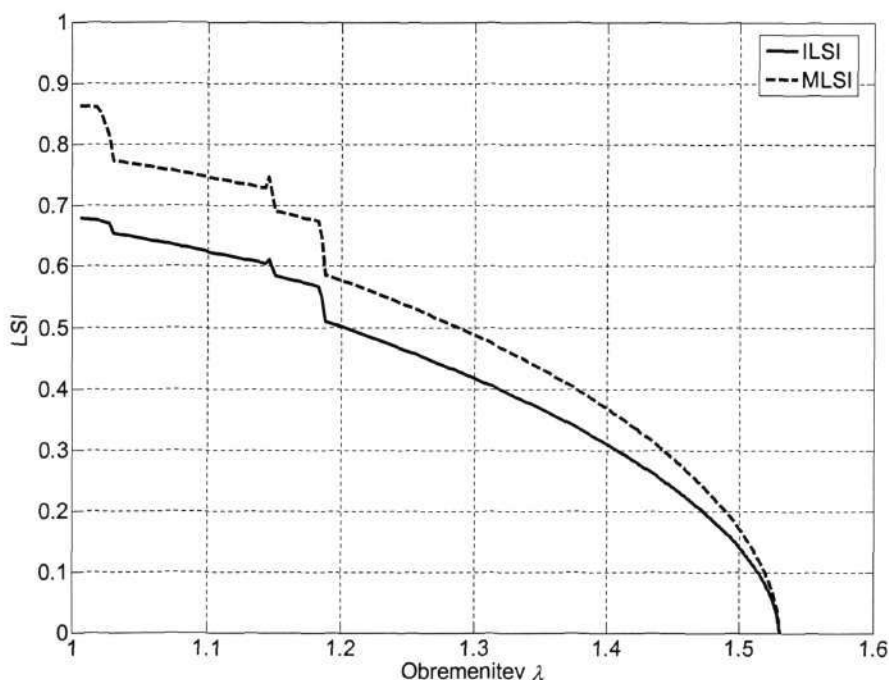


Sl. 6.20: Sistem S30.

Do sedaj smo imeli v sistemu samo po en generator, ki je sam pokrival izgube v sistemu. V sistemu S30 je generatorjev 6, zato lahko izgube pri simulacijah v sistemu porazdelimo na vseh 6 generatorjev. Pri analizi 30-zbiralčnega sistema bomo uporabljali tako zvezen izračun pretokov moči, kot tudi metodo časovne rasti obremenitve. Ker slednja upošteva porazdelitev izgub na posamezne generatorje bomo zaradi primerljivosti rezultatov obeh metod privzeli, da izgube v sistemu pokriva samo bilančno vozlišče, torej za vsak generator v enačbi (6.4) velja $\gamma = 0$.

6.3.1 Lokalni stabilnostni indeksi

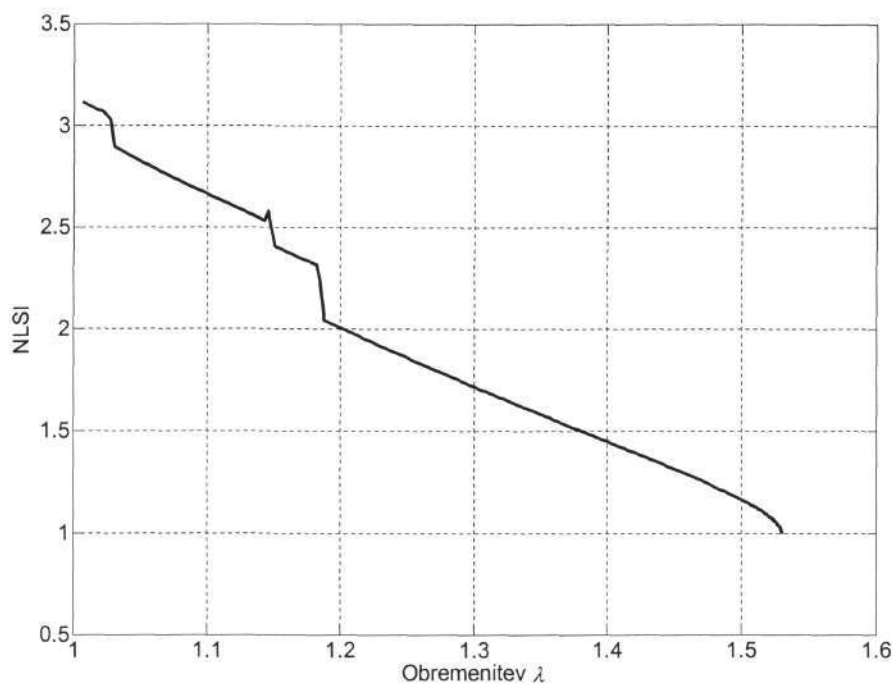
Najprej smo povečevali obremenitev brez določene smeri spreminjanja obremenjevanja. Ugotovimo, da zlom nastopi pri obremenitvi 1,53. Poteke posamezni LSI-jev v odvisnosti od obremenitve za vsa bremenska vozlišča prikazujejo Sl. 9.7–Sl. 9.9 v prilogi. Sl. 6.21 in Sl. 6.22 pa prikazujeta poteke LSI-jev samo za najbolj kritično vozlišče 30.



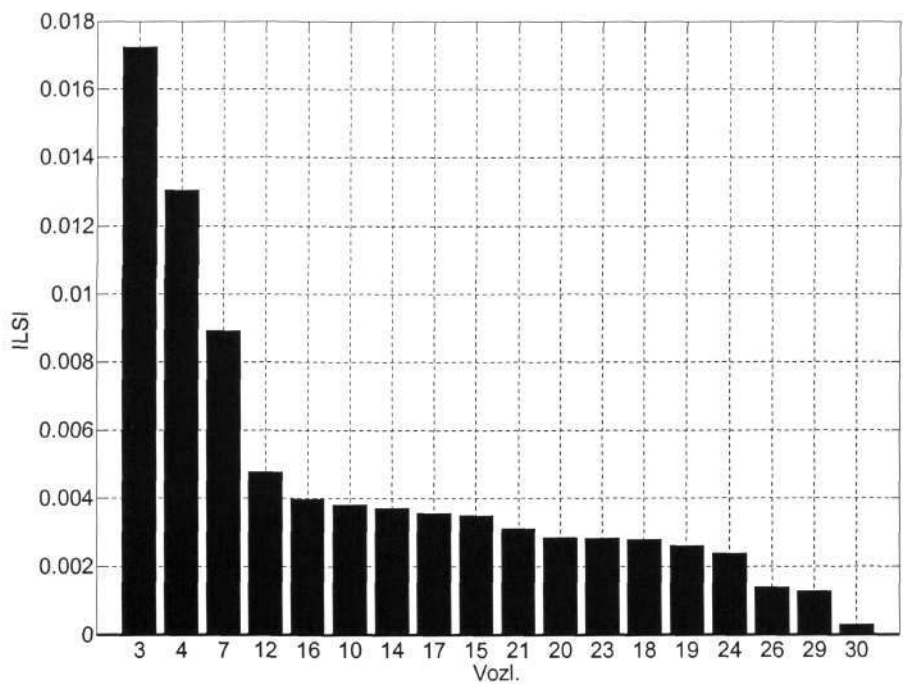
Sl. 6.21: Sistem S30, indeksa ILSI in MLSI za vozlišče 30.

Iz Sl. 6.21 spet ugotovimo, da sta si indeksa ILSI in MLSI zelo podobna in da v bližini zloma začneta strmo padati proti 0. Potek indeksa NLSI na Sl. 6.22 pa je bolj položen, skoraj linearen. Na slikah opazimo tudi nenadne skoke indeksov pri obremenitvah 1,024, 1,034, 1,148 in 1,187. Pri teh obremenitvah generatorji G4, G3, G5, G6 v sistemu trčijo ob mejo proizvodnje jalove moči. Iz potekov indeksov lahko zaključimo, da se razmere, ko posamezni generatorji trčijo ob mejo, močno poslabšajo. Zaradi premajhnega koraka zveznega izračuna pretokov moči, pri majhnih obremenitvah, LSI-ji v točki izpada generatorja G5, pokažejo boljše razmere.

Ko vsi generatorji trčijo ob mejo proizvodnje jalove moči, je potek indeksa NLSI skoraj linearen. To dejstvo je zelo dobrodošlo, če bi želeli v naprej napovedovati kdaj bo v sistemu prišlo do zloma. Seveda je pogoj, da se scenarij spreminjanja parametrov do zloma ne spreminja, kar pa je v praksi malo verjetno. Omenimo še, da generator G2 trči ob mejo proizvodnje že pri obremenitvi 1,00, to pomeni, da nima dovolj rezerve jalove moči že v normalnem obratovanju.



Sl. 6.22: Sistem S30, indeks NLSI za vozlišče 30.



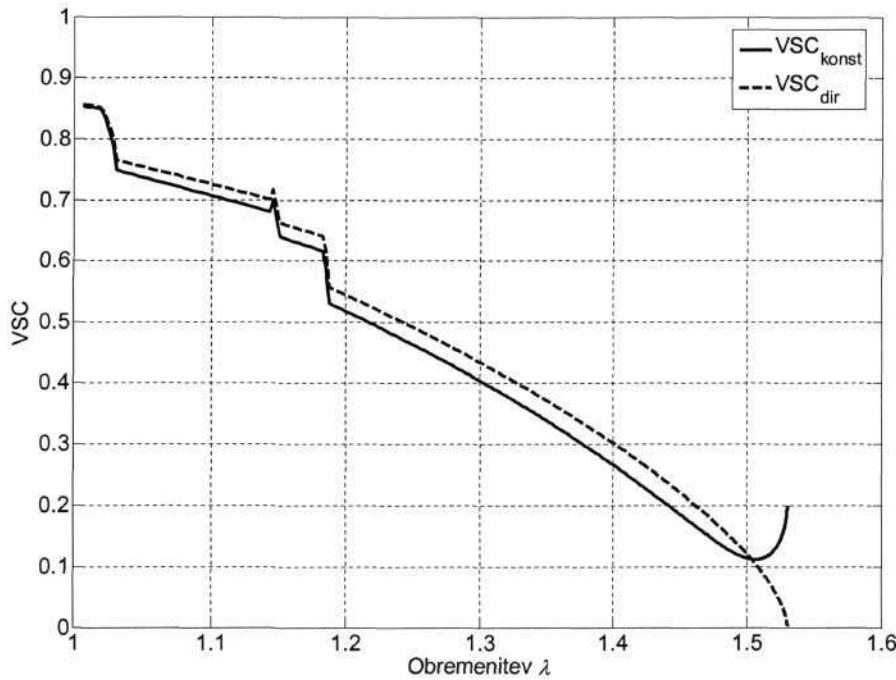
Sl. 6.23: Sistem S30, indeks ILSI za bremenska vozlišča za zadnjo obremenitev pred zlomom.

Iz Sl. 9.7–Sl. 9.9 v prilogi tudi ugotovimo, da je razvrstitev kritičnosti vozlišč enaka skozi celotno območje obremenjevanja. Sl. 6.23 prikazuje indeks ILSI in razvrstitev kritičnosti bremenskih vozlišč za zadnjo obremenitev pred zlomom. Vozlišče 30, ki je najbolj oddaljeno od generatorjev v sistemu je najbolj kritično, vozlišče 3, ki je najbližje bilančnemu vozlišču, ki je hkrati tudi vozlišče neskončne moči, pa je najmanj problematično. Za primerjavo smo na Sl. 9.10 v prilogi narisali tudi razvrstitev bremenske napetosti za zadnjo obremenitev pred zlomom. Če primerjamo Sl. 6.23 in Sl. 9.10 ugotovimo, da se razvrstitvi skoraj ne razlikujeta. To primerjavo lahko naredimo samo informativno. Na splošno pa smo v poglavju 3 pokazali, da napetost ni dovolj dober pokazatelj napetostne nestabilnosti, zato ne moremo ugotavljati ogroženosti vozlišč v sistemu samo na podlagi primerjave velikosti modulov vozliščnih napetosti.

6.3.2 Konstantnost Theveninovih parametrov

V razdelku 6.1.5 smo pokazali, da je pri dvozbralnem sistemu predpostavka o konstantnosti Theveninovih parametrov upravičena in da je rezultat izračuna Theveninove napetosti na podlagi enačbe (6.17) točnejši od direktnega izračuna po enačbi (6.18). Tokrat kriterij VSC, enačba (6.19), preskusimo na sistemu S30, kjer se Theveninovi parametri z motnjami v sistemu spreminjajo. Vzemimo kar rezultate simulacij iz prejšnjega razdelka in izračunajmo kriterij VSC za najbolj kritično vozlišče 30. Rezultate podaja Sl. 6.24. Kriterij VSC_{konst} izračunamo na podlagi E_{konst} , kriterij VSC_{dir} pa na podlagi E_{dir} .

Rezultati na Sl. 6.24 pokažejo sedaj popolnoma drugačno sliko, kot v razdelku 6.1.5. Izračun Theveninovih parametrov pri predpostavki konstantnih Theveninovih parametrov je v bližini točke zloma zelo netočen. Vidimo, da kriterij VSC_{konst} pri obremenitvi 1,5 obrne smer in začne naraščati. Torej razmere se slabšajo in sistem je vse bližje zlomu, kriterij VSC_{konst} pa pokaže izboljšanje razmer. Analiza v nekaterih preostalih bremenskih vozliščih pokaže še večjo netočnost. Na drugi strani so rezultati z uporabo direktnega izračuna na podlagi enačbe (6.18) zelo točni in pravilno pokažejo slabšanje razmer v sistemu. Zaključimo lahko, da metode, ki temeljijo na predpostavki konstantnih Theveninovih parametrov za obravnavo napetostne stabilnosti niso primerne. Podoben zaključek smo naredili tudi pri metodi za lociranje motnje v radialnih sistemih, ki smo jo obravnavali v razdelku 6.2.2. K tej temi se zato v nadaljevanju ne bomo več vračali.



Sl. 6.24: Sistem S30, VSC za najbolj kritično vozlišče 30, izračunan na podlagi različnih izračunov Theveninove napetosti.

6.3.3 Sprememba bremenskega toka med dvema korakoma

V razdelku 5.3.2 smo že povedali, da bomo LSI-je lahko računali le za bremenska vozlišča, v katerih bo sprememba modula bremenskega toka dovolj velika $|\Delta \underline{I}_k| > |\Delta \underline{I}_{kmin}|$, sicer izračun Theveninove impedance po enačbi $\underline{Z}_{th} = \Delta \underline{U}_k^* / \Delta \underline{I}_k$ ne bo pravilen. Vprašamo se kako velik mora biti prag $|\Delta \underline{I}_{kmin}|$.

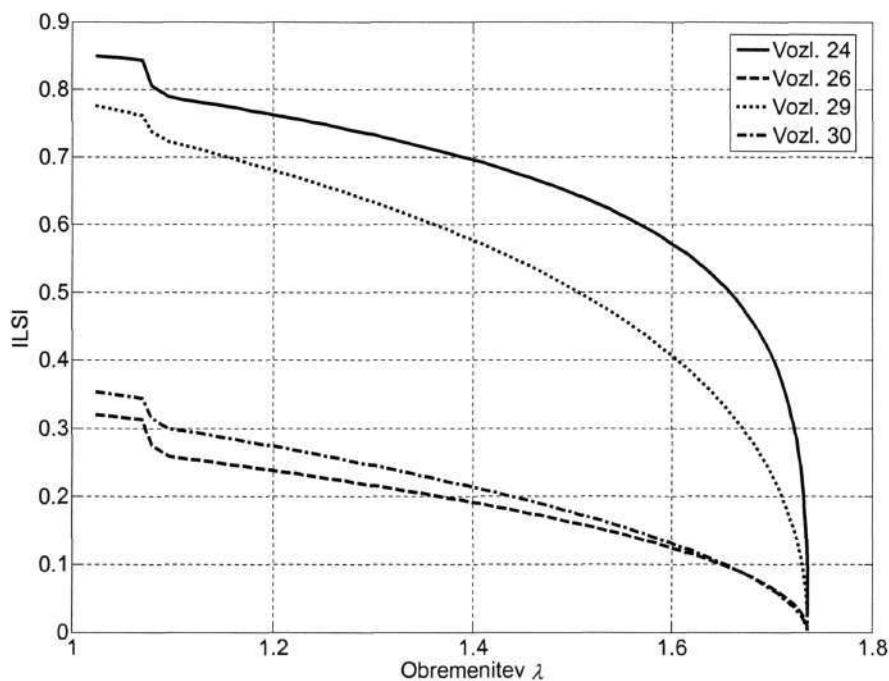
V sistemu S30 smo obremenitev povečevali samo v vozliščih 24, 26, 29 in 30. V prvem scenariju za smeri obremenjevanja posameznih bremen v teh vozliščih izberimo: $P_{K24} = 0,1$, $Q_{K24} = 0,1$, $P_{K26} = 0,002$, $Q_{K26} = 0,002$, $P_{K29} = 0,1$, $Q_{K29} = 0,1$, $P_{K30} = 0,01$ in $Q_{K30} = 0,01$. Moči bremen se spreminjajo po enačbah (6.2) in (6.3):

$$P_k = P_{k0} + \lambda P_K \text{ in} \quad (6.20)$$

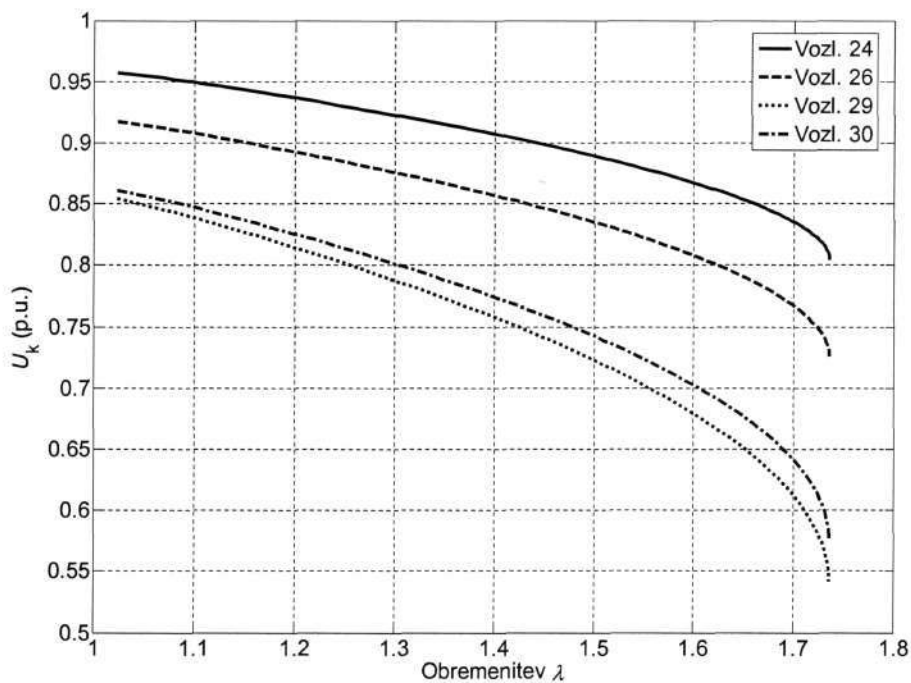
$$Q_k = Q_{k0} + \lambda Q_K. \quad (6.21)$$

Smeri spreminjanja proizvodnje nismo določili, zato za vse generatorje velja enačba:

$$P_g = \lambda P_{g0}, \quad (6.22)$$



Sl. 6.25: Sistem S30, ILSI za bremenska vozlišča za povečevanje obremenitev po scenariju 1.

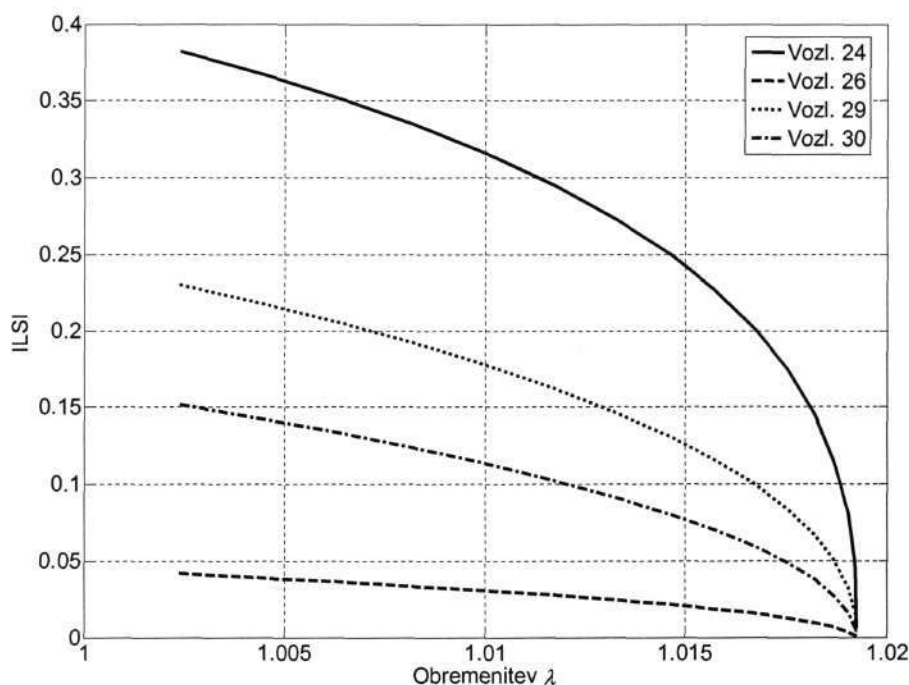


Sl. 6.26: Sistem S30, napetosti vozlišč za povečevanje obremenitev po scenariju 1.

za bilančno vozlišče, ki pokriva tudi izgube, pa enačba (6.4). Zvezen izračun pretokov moči pokaže, da pri takem scenariju spreminjanja parametrov v sistemu do zloma pride pri obremenitvi 1,74.

Sl. 6.25 in Sl. 6.26 prikazujeta poteke ILSI-jev in vozliščnih napetosti za vozlišča 24, 26, 29 in 30 v odvisnosti od obremenitve. Obremenitve smo povečevali po prvem scenariju. Iz potekov ILSI-jev bi sklepali, da sta najbolj ogroženi vozlišči 26 in 30. Primerjava z napetostmi na Sl. 6.26 pokaže drugačno sliko. Najnižje napetosti so v vozlišču 29, zato bi sklepali, da je vozlišče 29 bolj ogroženo kot vozlišče 30, sigurno pa lahko rečemo, da je vozlišče 29 bolj ogroženo od vozlišča 26. Povprečna sprememba modula $|\Delta I_{kmin}|$ v vozlišču 30 je bila pri tem 0,0012 p.u., v vozliščih 26 in 29 pa 0,0002 p.u. in 0,0039 p.u..

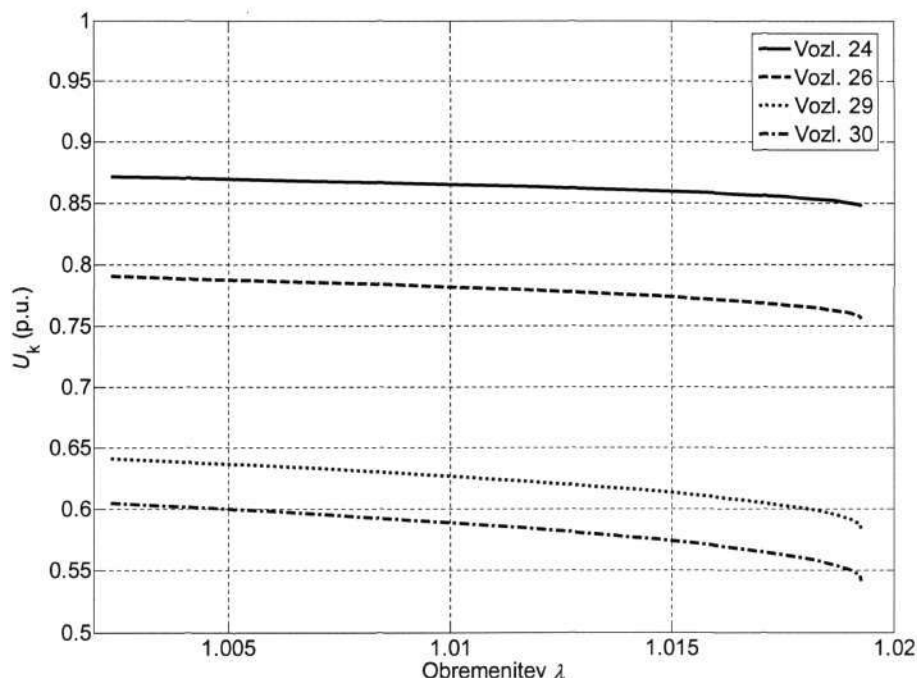
V naslednjem koraku si zamislimo drugi scenarij, pri katerem povečujemo obremenitve v istih vozliščih, kot pri scenariju 1, le da smer povečevanja obremenitve v vozlišču 30 povečamo na $P_{K30} = 0,1$ in $Q_{K30} = 0,1$. Rezultate za scenarij 2 prikazujeta Sl. 6.27 in Sl. 6.28.



Sl. 6.27: Sistem S30, ILSI za bremenska vozlišča za povečevanje obremenitev po scenariju 2.

Iz Sl. 6.27 in Sl. 6.28 ugotovimo, da sedaj do zloma pride pri obremenitvi 1,019 in da ILSI-ji pravilno pokažejo ogroženost vozlišča 30, za vozlišče 26 pa je rezultat zopet napačen. Tako potek napetosti, kot tudi potek ILSI-ja namreč pokaže, da je vozlišče 30 bolj ogroženo kot vozlišče 29. Povprečna sprememba modula $|\Delta I_{kmin}|$ v vozlišču 30 je bila pri tem 0,0036 p.u., v vozliščih 26 in 29 pa 0,0002 p.u. in 0,0021 p.u. Na podlagi primerjave rezultatov s prvim

scenarijem lahko sklepamo, da mora biti za pravilno določitev Theveninovih parametrov v bremenskem vozlišču sprememba modula bremenskega toka večja od $|\Delta I_{\text{kmin}}| > 0,002$ p.u. Natančneje bomo uporabo pogoja obravnavali pri dinamičnih analizah v podpoglavju 6.4.



Sl. 6.28: Sistem S30, napetosti vozlišč za povečevanje obremenitev po scenariju 2.

6.3.4 Skočne spremembe v sistemu

V razdelku 5.3.2 smo omenili, da se pri izračunu LSI-jev pojavijo težave pri hitrih in skočnih spremembah, pri katerih lahko Theveninova impedanca trenutno zavzame previsoke vrednosti. Da se izognemo tem težavam, moramo gladiti ali vhodne fazorje ali pa izračunane indekse. V praksi nalogo glajenja fazorjev opravijo že sami PMU-ji.

Vzemimo primer sistema S30, kjer obremenitve povečujemo vsem bremenom hkrati, pri tem pa smeri spreminjanja obremenitev in proizvodnje ne podajamo. Z zveznim izračunom pretokov moči smo v razdelkih 6.3.1 in 6.3.2 ugotovili, da zlom nastopi pri obremenitvi 1,53.

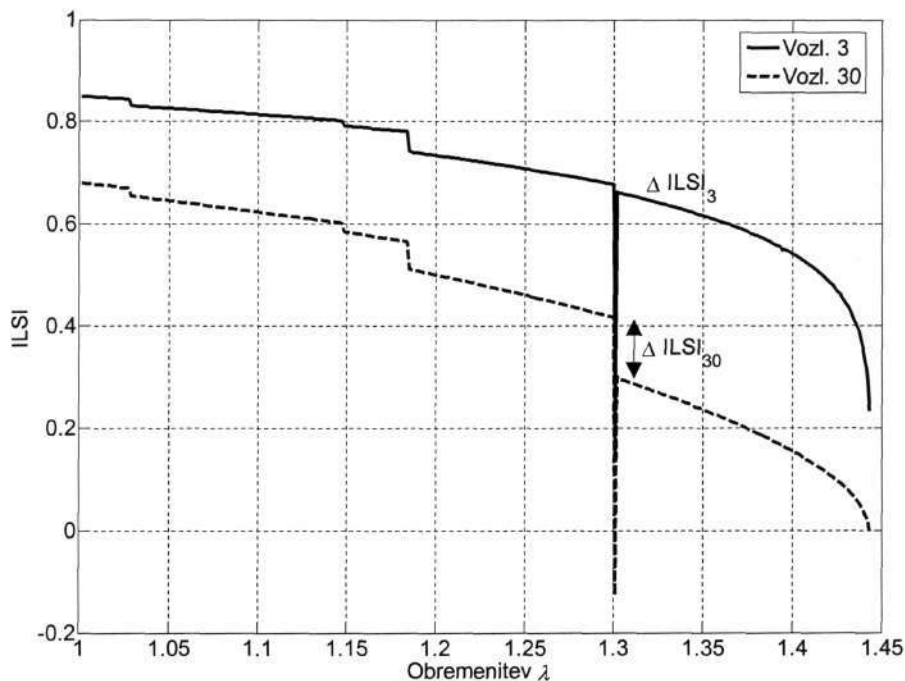
V tem sistemu sedaj pri obremenitvi 1,3 naredimo kratek stik na vodu 30–27, po nastopu kratkega stika pa obremenitve povečujemo po istem scenariju, kot pred kratkim stikom. Zaradi kratkega stika vod izpade. Z zveznim izračunom pretokov moči izpadov vodov ne moremo analizirati, zato si pomagamo z metodo časovne rasti obremenitve. Povečevanje obremenitve je sorazmerno povečevanju integracijskega koraka. Pri tej analizi smo vzeli konstanten integracijski korak 0,001 s. Rezultate simulacije prikazuje Sl. 6.29, kjer smo narisali potek

ILSI-ja za vozlišči 3 in 30 v odvisnosti od obremenitve. Poteka MLSI-ja in NLSI-ja prikazujeta Sl. 9.11 in Sl. 9.12 v prilogi.

Na Sl. 6.29 lahko prvo opazimo, da lahko sistem zaradi izpada voda obremenimo manj, saj zlom nastopi že pri obremenitvi 1,44. Na sliki smo narisali rezultate za vozlišče 30, ki je najbližje izpadlemu vodu, in vozlišče 3, ki je od izpadlega voda oddaljeno najdlje. Pri obremenitvi 1,3, ko izpade vod 30–27, opazimo velik upad ILSI-ja za obe vozlišči. Če smo bolj natančni konica zaradi konstantnega koraka simulacije nastopi samo pri obremenitvi 1,301, pri obremenitvi 1,302 pa vrednost indeksa ILSI zopet naraste. ILSI za vozlišče 30 je takoj po nastopu motnje celo negativen:

$$ILSI_{30} = \frac{|Z_k| - |Z_{th}|}{|Z_k|} = \frac{4,3863 - 4,9460}{4,3863} = -0,1276. \quad (6.23)$$

Tab. 6.2 prikazuje vrednosti modulov bremenske in Theveninove impedance ter ILSI-ja za vozlišče 30 pri obremenitvah, kjer nastopi izpad voda 30–27.



Sl. 6.29: Sistem S30, potek ILSI-ja za vozlišči 3 in 30 pri izpadu voda 30–27.

Na Sl. 6.29 smo označili tudi spremembo ILSI-ja, ki jo povzroči izpad voda 30–27 z $\Delta ILSI$. $\Delta ILSI$ je razlika ILSI-ja pri obremenitvi 1,302 in pri obremenitvi 1,300. Konice torej pri razliki ne upoštevamo. Sprememba ILSI-ja za vozlišče 3 je enaka $\Delta ILSI_3 = 0,015$, za vozlišče 30 pa $\Delta ILSI_{30} = 0,116$. Ugotovimo, da ima izpad voda na bližnja vozlišča večji vpliv, kot na

bolj oddaljena vozlišča in da se razmere v bližini izpadlega voda močno poslabšajo. Na sliki opazimo tudi, da so v točki zloma razlike med ILSI-jem za posamezna vozlišča večje, kot v prejšnjih razdelkih.

Tab. 6.2: Sistem S30, vrednosti modulov bremenske in Theveninove impedance ter ILSI za vozlišče 30 pri izpadu voda 30–27 pri obremenitvah 1,300, 1,301 in 1,302.

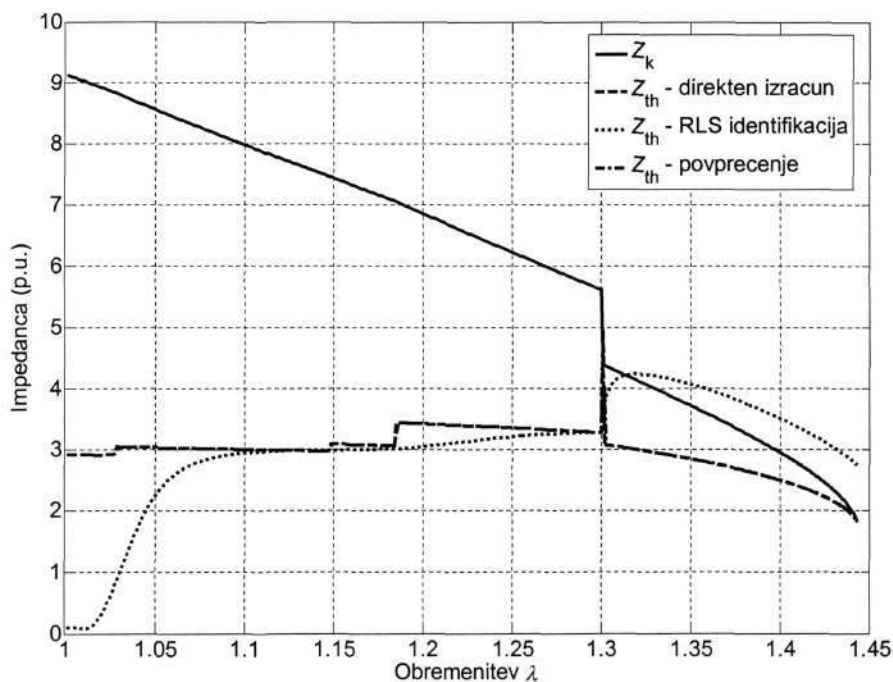
	$ \underline{Z}_k $ (p.u.)	$ \underline{Z}_{th} $ (p.u.)	ILSI
$\lambda = 1,300$	5,6142	3,2695	0,4176
$\lambda = 1,301$	4,3863	4,9460	-0,1276
$\lambda = 1,302$	4,3727	3,0522	0,3020

Hitre in previsoke konice indeksov, ki ne pomenijo, da se je sistem zlomil, želimo zgladiti. Pri izračunu indeksov želimo ohraniti kar največ informacij, ki jih nosijo fazorji, zato samih fazorjev ne bomo gladili. Hkrati ne želimo gladiti končnih izračunanih indeksov, zato smo se odločili narediti kompromis. Primerjava enačb za izračun vseh treh LSI-jev pokaže najboljšo rešitev, da uporabimo indeks ILSI, kjer gladimo samo izračunano Theveninovo impedanco $|\underline{Z}_{th}|$. S tem odpravimo neželene trenutne konice. Bremenske impedance $|\underline{Z}_k|$, kjer se neželene konice ne pojavijo, ne gladimo in tako v rezultatu obdržimo kar največ informacij o trenutnem stanju sistema. Torej, če pogledamo enačbo (6.23) vidimo, da bomo pri izračunu ILSI-ja z "reguliranjem" izračunane $|\underline{Z}_{th}|$ odpravili trenutne in visoke konice. Pri dinamičnih analizah v podpoglavju 6.4 bomo pokazali, da bomo na občutljivost ILSI-ja na trenutne skočne spremembe vplivali tudi s povečanjem praga $|\Delta I_{kmin}|$ v pogoju:

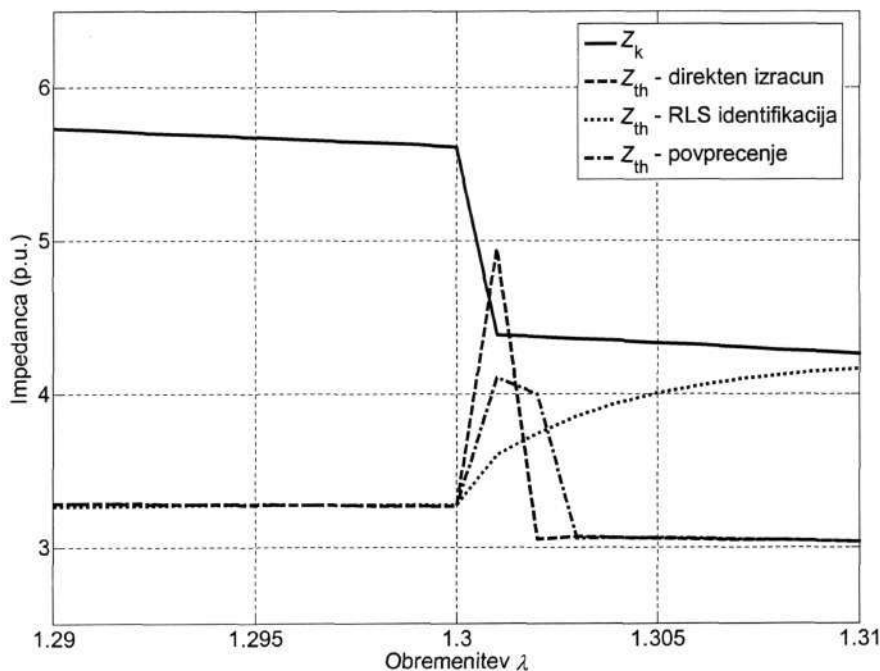
$$|\Delta I_k| > |\Delta I_{kmin}|. \quad (6.24)$$

Pogoj (6.24) je drugi razlog zakaj je najbolj primeren indeks ILSI. Če ta pogoj ne bo izpolnjen, ne bomo izračunavali novih vrednosti Theveninove impedance, ampak upoštevali prejšnjo izračunano vrednost. Na spremembo ILSI-ja bo pri tem vplivala le sprememba bremenske impedance, torej bomo še vedno zaznali slabšanje razmer v sistemu. Nasprotno izračun MLSI-ja in NLSI-ja tega ne omogoča, saj z vplivanjem na npr. Theveninovo impedanco, ki se pojavi v enačbi za njun izračun vplivamo direktno na rezultat.

Da bi direkten izračun pri statičnih analizah ostal čim bolj enostaven in temeljil na podlagi samo dveh zaporednih stanj v sistemu, smo se za glajenje Theveninove impedance odločili uporabiti najbolj preprosto metodo, to je povprečenje, brez drsečega okna. Sl. 6.30 in Sl. 6.31 podajata potek bremenske impedance v odvisnosti od obremenitve in rezultat povprečenja Theveninove impedance za vozlišče 30. Na slikah smo za obravnavan primer narisali tudi RLS identifikacijo Theveninove impedance z vrednostjo pospeševalnega faktorja $\xi = 0,98$. Sl. 6.31 je povečava Sl. 6.30 v okolici obremenitev, kjer izpade vod 30–27.



Sl. 6.30: Sistem S30, potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 30.



Sl. 6.31: Sistem S30, povečan potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 30.

Na Sl. 6.30 in Sl. 6.31 vidimo, da s povprečenjem Theveninove impedanc dosežemo želeno. Na podlagi samo dveh stanj, torej brez uporabe drsečega povprečja je Theveninova impedanca na celotnem območju obremenitev zelo blizu direktnemu izračunu, hkrati pa dokaj dobro zgladimo konico, ki nastane pri izpadu voda. Na drugi strani z uporabo RLS identifikacije dobimo popolnoma napačne rezultate, saj pokaže zlom že pri obremenitvi 1,314. RLS identifikacija ne more dovolj dobro slediti hitrim skočnim spremembah, hkrati težave nastopijo pri začetnih vrednostih.

Za primerjavo smo na Sl. 9.13 in Sl. 9.14 v prilogi za isti primer narisali še rezultate drsečega povprečja na podlagi dveh zaporednih stanj. Vidimo, da se rezultati še izboljšajo. Pri RLS identifikaciji smo vzeli pospeševalni faktor $\xi = 0,995$ in zakasnitev (časovno okno) 10-ih zaporednih stanj. Zaključimo lahko, da so rezultati dobljeni z RLS identifikacijo v primerjavi s povprečenjem veliko manj uporabni.

Iz Sl. 6.30, Sl. 6.31, Sl. 9.13 in Sl. 9.14 lahko zaključimo tudi, da pri statičnih analizah težave nastanejo le pri motnji na podlagi spremembe admitančne matrike ΔY , medtem ko motnje povezane s spremembo injiciranih tokov ΔI_k , ki jih povzročijo spremembe injiciranih navideznih moči ΔS_k niso vprašljive.

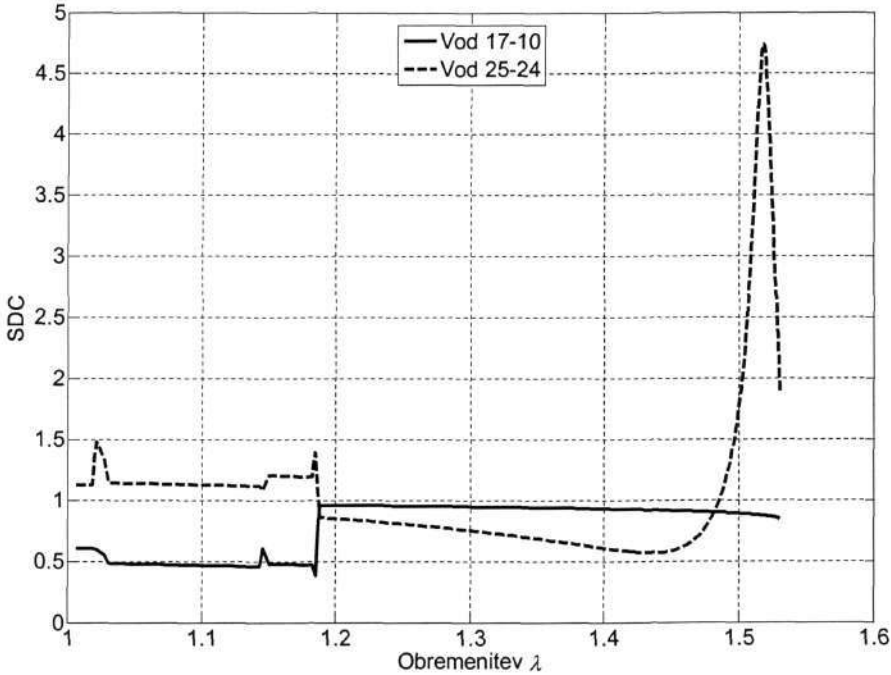
Vplive še drugih motenj, kot so npr. spremembe odcepov transformatorja z regulacijo odcepov bomo analizirali na dinamičnih sistemih, kjer bo korak simulacije močno spremenljiv in bodo imele motnje in z njimi povezani prehodni pojavi na indekse veliko večji vpliv. Povejmo še enkrat, da so v praksi izračunani fazorji, ki jih dobimo iz PMU-jev že zglajeni, zato pričakujemo, da bo težav s skočnimi spremembami manj.

6.3.5 Primerjava z metodo na podlagi izgub navidezne moči na vodih

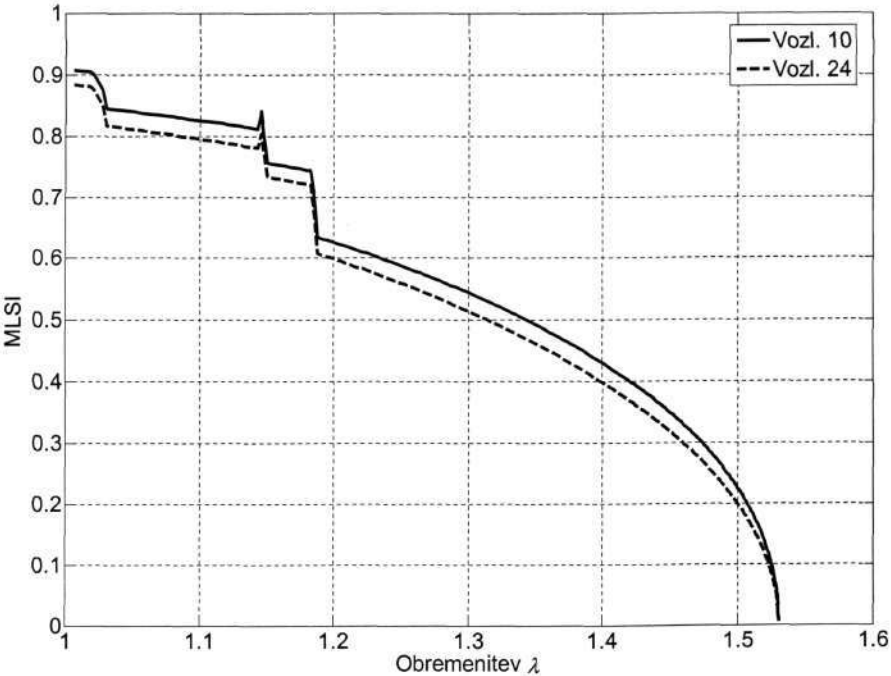
Poglejmo si še primerjavo z metodo na podlagi izgub navidezne moči na vodih, ki smo jo predstavili v razdelku 4.3.2.

Vzemimo primer sistema S30, v katerem zlom nastopi pri obremenitvi 1,53. Analiza pokaže, da voda 17–10 in 25–24 proizvajata jalovo moč. V razdelku smo omenili, da je glavna pomanjkljivost metode na podlagi izgub navidezne moči na vodih dodatno preverjanje ali vod proizvaja jalovo moč, ker metoda v teh primerih ne da pravih rezultatov. Sl. 6.32 prikazuje potek indeksa SDC na koncih vodov 17–10 in 25–24. SDC smo za vsako obremenitev izračunali s pomočjo enačbe (4.29).

Na Sl. 6.32 vidimo, da SDC-ja na koncih vodov 17–10 in 25–24, to se pravi SDC-ja za vozlišči 10 in 24, ki sta bremenski vozlišči, ne pokažeta pravih razmer v sistemu. Oba SDC-ja kažeta na to, da se razmere s povečevanjem obremenitev v določenem delu obremenjevanja v sistemu izboljšale, kar pa ne drži.



Sl. 6.32: Sistem S30, potek indeksa SDC na koncu vodov 17–10 in 25–24.

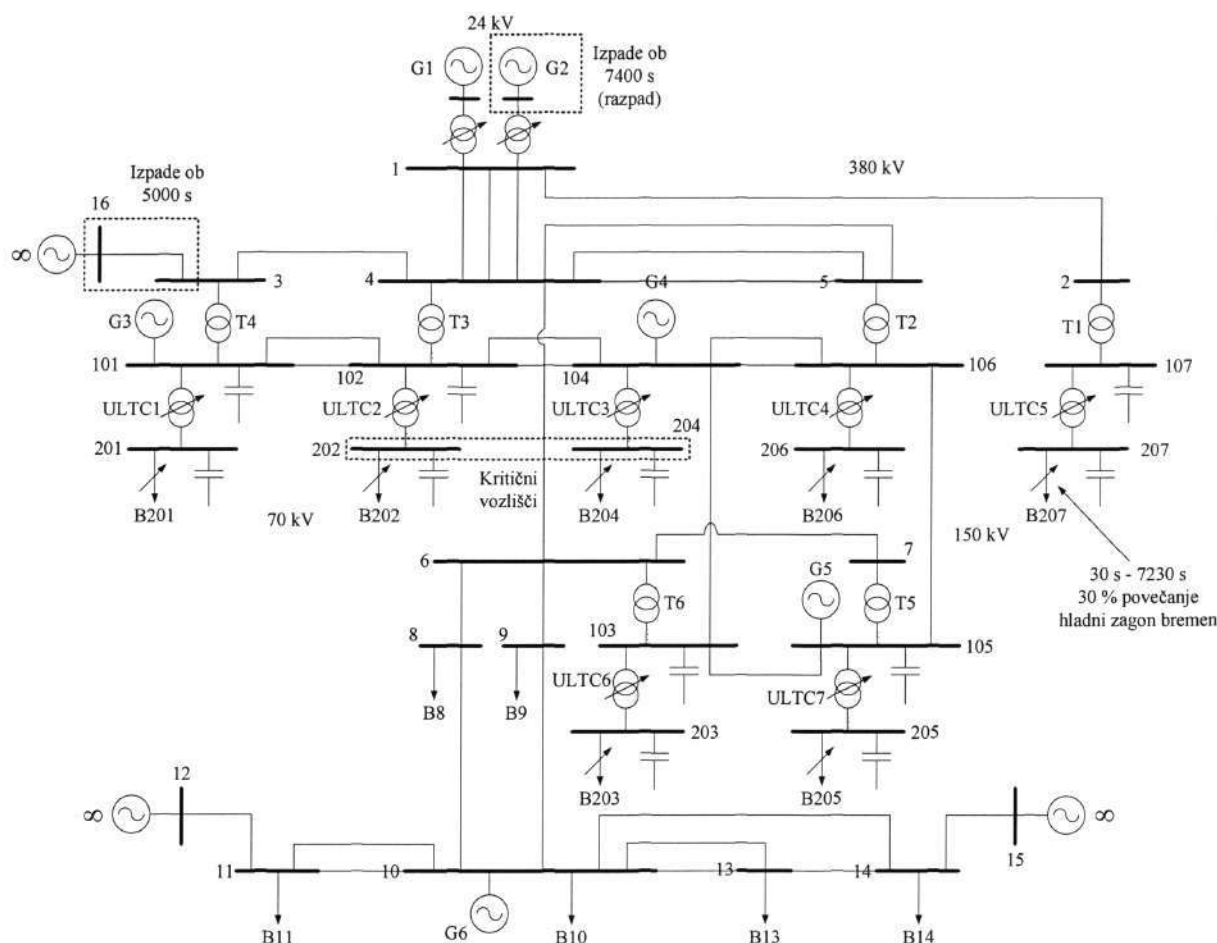


Sl. 6.33: Sistem S30, potek MLSI-ja za vozlišči 10 in 24.

Na Sl. 6.32 opazimo tudi, da SDC ni normiran, saj za vozlišče 24 zavzema vrednosti veliko večje od 1. Za primerjavo smo na Sl. 6.33 za vozlišči 10 in 24 podali rezultate izračuna MLSI-ja. Ugotovimo, da LSI-ji obravnavajo vozlišča, zato težav z vodi, ki proizvajajo jalovo moč ni. Ker obremenjenost voda in naravno moč voda lahko določimo samo z lokalnimi fazorji je metoda na podlagi izgub navidezne moči na vodih še vedno lokalna metoda.

6.4 32-zbiralčni Belgijsko–Francoski dinamični sistem (D32)

Sistem D32 na Sl. 6.34 se pri analizah napetostne stabilnosti veliko uporablja. Prvič ga srečamo v [95] in [96], kjer so avtorji analizirali različne programe za simulacijo in dinamične modele elementov, ključnih za nastanek napetostne nestabilnosti. Isti sistem so avtorji v [1] uporabili kot referenčni sistem za primerjavo različnih metod in indeksov, ki so se pojavili do leta 2002. Simulacije časovne rasti obremenitve v omenjeni literaturi so naredili s programskim paketom EUROSTAG, ki ga uporabili tudi mi.



Sl. 6.34: Sistem D32.

Sistem D32 predstavlja del Belgijsko–Francoskega 400 in 150 kV sistema iz leta 1980. Sosednje sisteme predstavljajo trije generatorji neskončne moči, ki so priključeni v vozlišča 12, 15 in 16. G1 in G6 sta s močjo 2200 MVA in 5500 MVA najpomembnejša generatorja v sistemu. Generatorji G3, G4 in G5 na 150 kV napetostnem nivoju skupaj proizvajajo okrog 500 MW. Skupna moč bremen na 150 kV in 70 kV nivoju je okrog 5000 MW, pri tem se glavnina bremen nahaja na 70 kV nivoju. Moč iz 150 kV nivoja se transformira na 70 kV nivo s transformatorji z regulacijo odcepov (ULTC1–ULTC7).

Generatorji v sistemu imajo napetostne in frekvenčne regulatorje in vključujejo podnapetostno zaščito ter zaščito pred izpadom iz sinhronizma. Sekundarna regulacija napetosti v shemi vključuje generatorje G3–G5 in transformatorje 380/150 kV T1–TT6. Bremana v sistemu na 70 kV nivoju sestavljajo bremana konstantne moči, asinhronski motor in kondenzator. Ostala bremana so bremana konstantne impedance. Natančne dinamične modele posameznih elementov tega sistema opisuje [96].

6.4.1 Scenarij napetostnega zloma

Potek dogodkov, ki vodijo do napetostnega zloma, je naslednji. Zaradi dvournega hladnega zagona bremen (B201–B207) se moč teh bremen poveča za 30%. Hladni zagon bremen se v sistemu modelira z linearnim povečevanjem impedance bremen na 70 kV nivoju (Sl. 9.15 v prilogi).

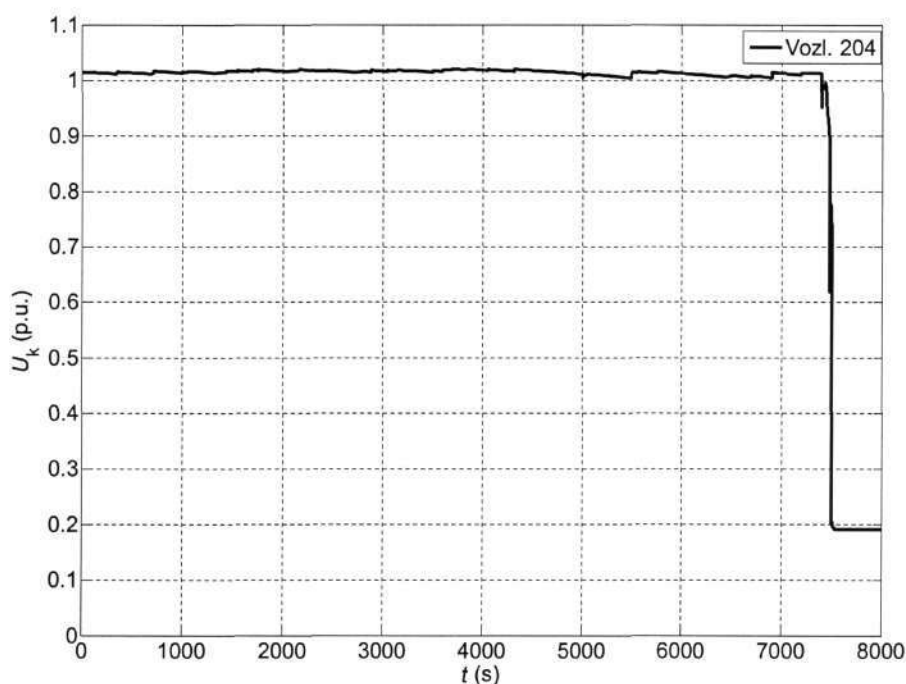
Med hladnim zagonom bremen operater ustrezno spreminja delovne točke napetostnih regulatorjev generatorjev in odcepe 400/150 kV transformatorjev (Sl. 9.16 v prilogi), da bi zagotovil čim boljši napetostni profil, pri čim manjšem uvozu moči iz sosednjih sistemov. Konstanten uvoz iz sosednjih sistemov dosežemo z linearnim povečevanjem proizvodnje generatorjev G3–G5 (Sl. 9.17 v prilogi). Med povečevanjem obremenitev se odcepi transformatorjev z regulacijo odcepov ne spreminjajo (Sl. 9.16 v prilogi).

Pri času 5000 s (2/3 dvournega hladnega zagona bremen) izpade severna povezava s sosednjim sistemom (Sl. 9.18 v prilogi). Posledično se moč zaradi izpada povezovalnega voda 16–3 60 MW, ki teče na tem vodu, preseli na vod 6–4, ki povezuje severni in južni del sistema D32.

Pri času 7400 s, tj. 200 s po končanem zagonu hladnih bremen generator G2 izpade zaradi neznanih razlogov. Prehodni pojav se izniha, zaradi znižanja napetosti začnejo ULTC-ji zniževati odcepe (Sl. 9.19 v prilogi), kar povzroči delovanje omejevalnika vzbujanja generatorja G1, ki ima slabo nastavljene parametre omejevalnika, zato 2 minuti po izpadu G2 izpade tudi generator G1. Po izpadu generatorja G1 se napetost na ostalih generatorjih močno zniža. Zaradi delovanja njihovih omejevalnikov vzbujanja in ULTC-jev se razmere še bolj poslabšajo. V zadnji fazi delovanje zaščite generatorjev povzroči izpad še preostalih

generatorjev in razpad sistema, ki nastane približno pri času 7506 s (Sl. 9.20 v prilogi). Najbolj kritični vozlišči v sistemu, določeni z metodo razcepa s singularnimi vrednostmi in občutljivostno analizo, sta vozlišči 202 in 204. Maksimalna prenesena moč v sistemu je presežena pri izpadu generatorja G2, pri času 7400 s [1]. Zaradi spremenljivega koraka izračuna, ki se giblje od 0,001 s do 35 s je čas izračuna celotne simulacije le nekaj sekund.

Sl. 6.35 prikazuje potek napetosti vozlišča 204 na celotnem času simulacije, Sl. 9.20 v prilogi pa napetost vozlišča 204 tik pred zlomom sistema. Na Sl. 6.35 opazimo, da modul napetosti ni dober pokazatelj bližine napetostnega zloma, saj spremembe v sistemu ne vplivajo dosti na velikost modula napetosti.

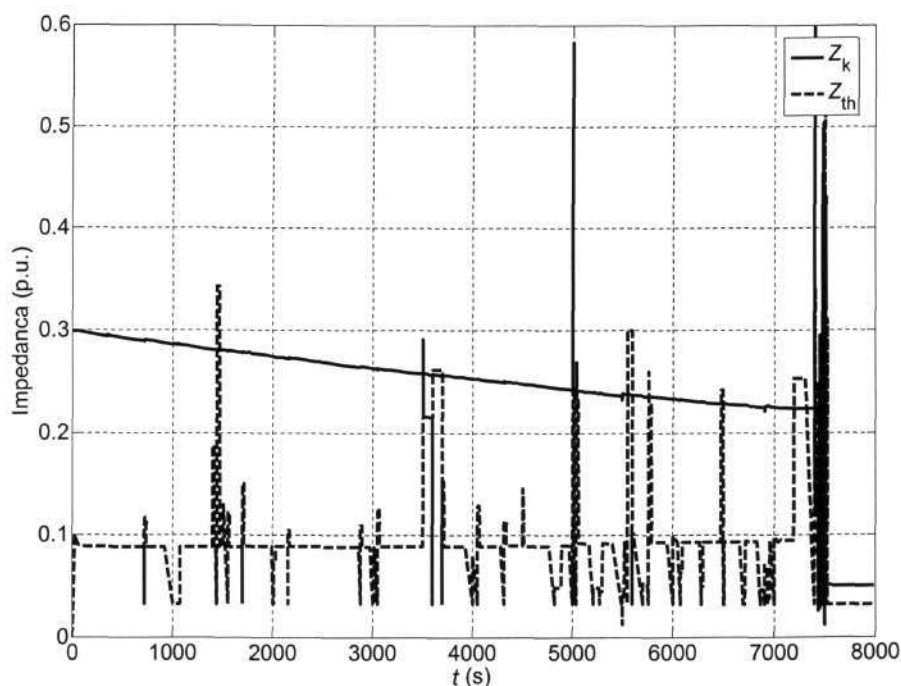


Sl. 6.35: Sistem D32, napetost vozlišča 204.

6.4.2 Lokalni stabilnostni indeksi

V razdelku 6.3.4 smo povedali, da je za analizo sistemov, kjer prihaja do skočnih sprememb parametrov v sistemu, najprimernejša uporaba indeksa ILSI, ki ga izračunavamo po enačbi (6.23). Bremensko impedanco $|Z_k|$ izračunamo v vsakem koraku, Theveninovo impedanco $|Z_{th}|$ pa izračunamo le, če je sprememba opazovanega bremenskega toka večja od določene meje $|\Delta I_{kmin}|$. Če pogoj ni izpolnjen, Theveninove impedance ne izračunamo, ampak vzamemo prejšnjo izračunano vrednost. Sl. 6.36 prikazuje potek bremenske in Theveninove

impedance v odvisnosti od časa za vozlišče 204, z omejitvijo spremembe bremenskega toka $|\Delta I_{kmin}| = 0,002$ (razdelek 6.3.3).



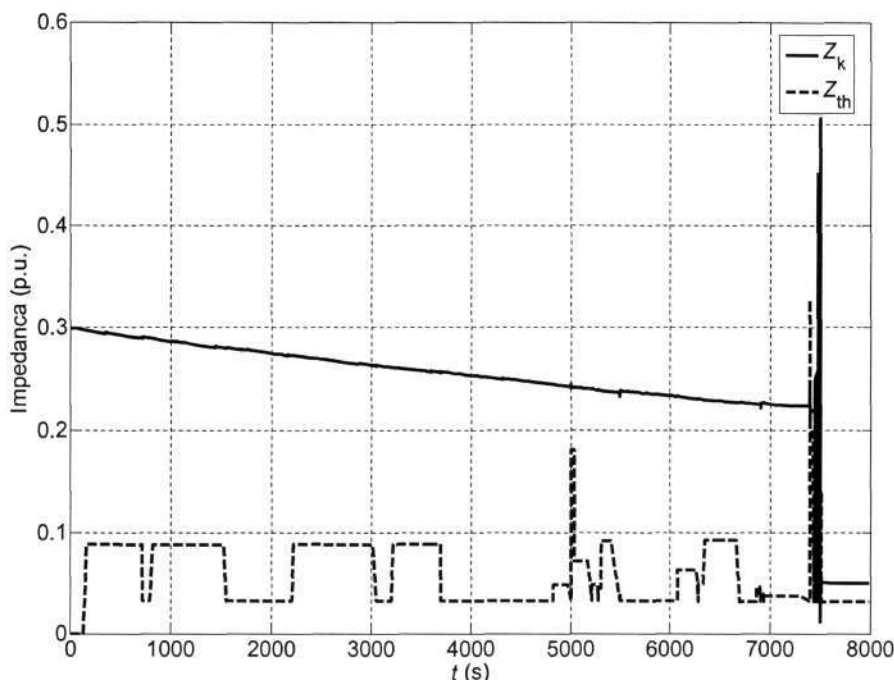
Sl. 6.36: Sistem D32, potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 204 z omejitvijo spremembe bremenskega toka $|\Delta I_{kmin}| = 0,002$ p.u.

Iz Sl. 6.36 ugotovimo, da je izračun Theveninove impedance zelo občutljiv na različne motnje v sistemu. Najbolj občutljiv je na izpad voda 16–3 pri času 5000 s in izpad generatorja G2 pri času 7400 s. Indeks ILSI (6.23) bi narobe pokazal zlom že pri času 1440 s. Pri tem času sekundarna regulacija transformatorju, preklopi odcep transformatorja T3. Vse konice poleg izpada generatorja G2 in voda 16–3 se pojavijo pri preklopih odcepov transformatorjev ali pri delovanju regulatorja napetosti generatorjev.

Pri sistemu S30 smo konice, ki so se pojavile samo pri eni obremenitvi enostavno zgladili s povprečenjem. Pri dinamičnem sistemu zaradi hitrih prehodnih pojavov in zelo majhnega koraka izračuna pri nastopu motnje z enostavnim povprečenjem Theveninove impedance ne uspemo več dobro zgladiti, zato smo se odločili preveriti kako na potek Theveninove impedance vpliva povečanje praga računanja Theveninove impedance. Sl. 6.37 prikazuje potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 204 z omejitvijo spremembe bremenskega toka $|\Delta I_{kmin}| = 0,015$ p.u.

Na Sl. 6.37 vidimo, da z zmanjšanjem občutljivosti Theveninove impedance na motnje, dobimo pravilen rezultat, saj sta bremenska in Theveninova impedanca enaki pri času 7400 s,

ko je presežena maksimalna prenesena moč 5520 MVA [1]. Opazimo, da je Theveninova impedanca za vozlišče 204 bolj občutljiva na motnje, ki se zgodijo v bližini vozlišča 204, npr. preklop odcepa transformatorja T3 (sekundarna regulacija napetosti) pri času 720 s.

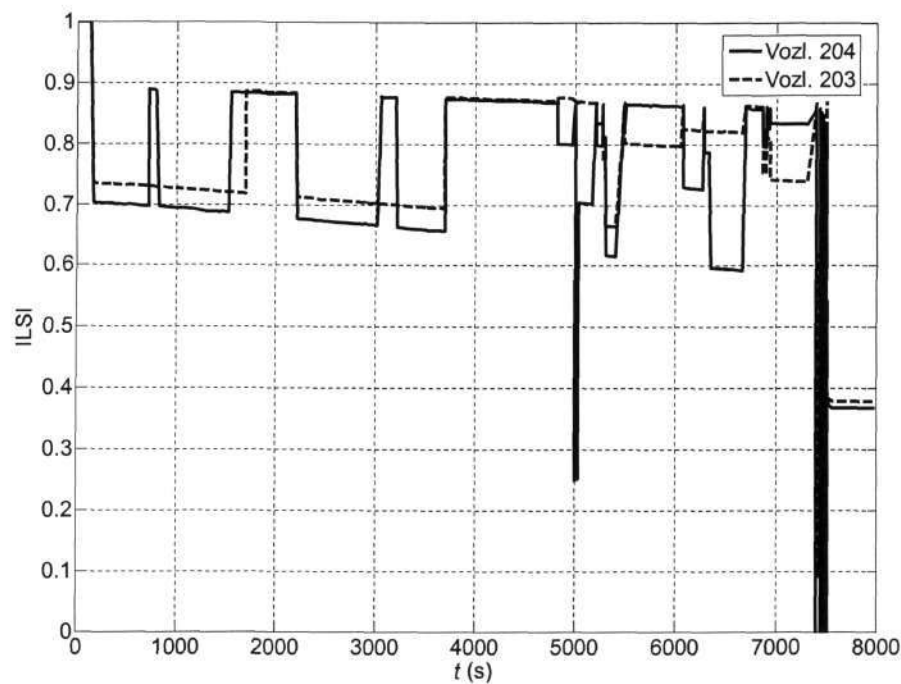


Sl. 6.37: Sistem D32, potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 204,

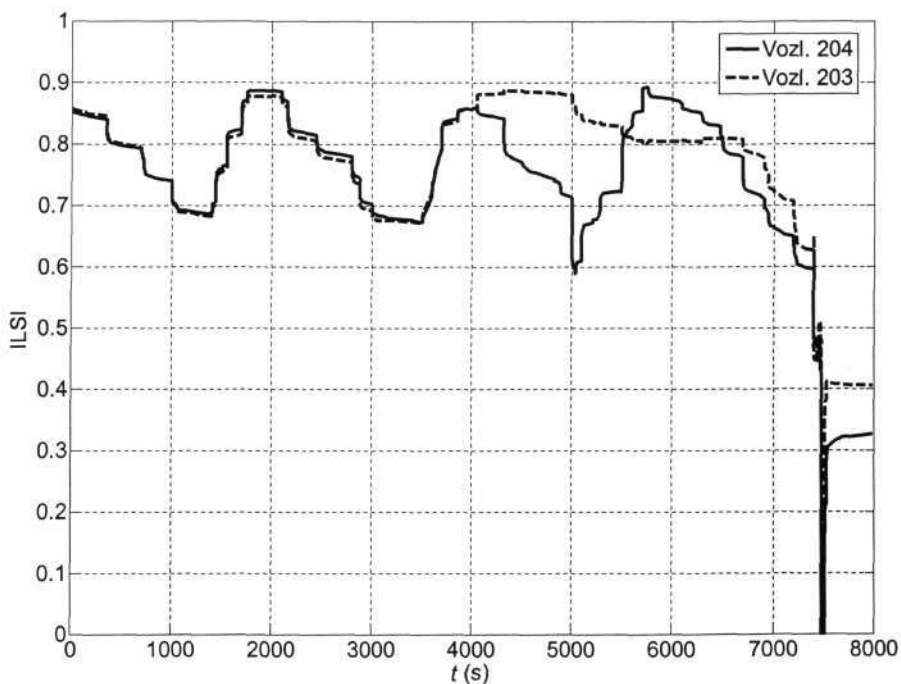
$$|\Delta I_{kmin}| = 0,015 \text{ p.u.}$$

Na podlagi izračunane bremenske in Theveninove impedance, ki ju prikazuje Sl. 6.37 smo z uporabo enačbe (6.23) izračunali ILSI, ki ga prikazuje Sl. 6.38. Na isto sliko smo narisali potek ILSI-ja za vozlišče 203. Potek ILSI-ja za isti vozlišči po izpadu G2, torej od 7400 s, ko je dosežena maksimalna moč prikazuje Sl. 9.21 v prilogi.

Iz Sl. 6.38 in Sl. 9.21 v prilogi lahko ugotovimo, da ILSI-ji pokažejo zlom pri 7400 s, to je takrat, ko se doseže maksimalna prenesena moč, ki ne zavisi od karakteristik bremen. Do dejanskega zloma pride minuto in pol kasneje. To še enkrat potrjuje dejstvo, da je maksimalna prenesena moč v dinamični sistemih pri združenih bremenih dovolj dober pokazatelj bližine napetostnega zloma. Ko sistem doseže maksimalno preneseno moč, dinamika vzpostavitve moči bremen v sistemu povzroči nenaden razpad sistema. Hladen zagon bremen se je končal pri času 7230 s, torej po tem času v sistem nismo vsilili nobene dodatne motnje. Do razpada pride samo zaradi delovanja ULTC-jev in omejevalnikov vzbujaanja generatorjev. Zlom sistema pri času 7400 s pokažejo tudi vsi indeksi iz [1].



Sl. 6.38: Sistem D32, potek ILSI-ja za vozlišče 204 in 203, $|\Delta I_{kmin}| = 0,015$ p.u.



Sl. 6.39: Sistem D32, potek glajenega ILSI-ja za vozlišči 204 in 203, $|\Delta I_{kmin}| = 0,015$ p.u.

Na Sl. 6.38 opazimo tudi, da je vozlišče 204 skozi celoten čas bolj ogroženo, kot vozlišče 203 in da izpad voda 16–3 pri času 7400 s veliko bolj vpliva na bližnje vozlišče 204. Bremenska vozlišča 201, 202, 204, 206 in 207 se nahajajo v severnem delu sistema S32, vozlišči 203 in 205 pa južnem delu. Ugotovimo, da je potek ILSI-ja za vozlišča 201, 202, 206 in 207 zelo podoben poteku ILSI-ja za vozlišče 204 na Sl. 6.38, potek ILSI-ja za vozlišče 205 pa poteku ILSI-ja za vozlišče 203. Po izpadu voda 16–3 torej severne povezave s sosednjim sistemom (vozlišče 16) so vozlišča v severnem delu bolj ogrožena kot vozlišča v južnem delu sistema, ki imajo močno podporo iz dveh južnih povezav s sosednjimi sistemi (vozlišči 12 in 15). Primerjava ILSI-jev za vozlišča v severnem delu sistema pokaže, da sta res najbolj ogroženi vozlišči 202 in 204. Rezultat se torej ujema z ugotovitvami v [1].

Z ukrepi za preprečitev nastanka napetostne nestabilnosti se v disertaciji ne bomo posebej ukvarjali. Glede na rezultate na Sl. 6.38 lahko povemo le, da bi morali za preprečitev nastanka nestabilnosti prve ukrepe v tem sistemu izvesti že pri vrednosti $ILSI = 0,6$. Te ugotovitve pa vsekakor ne moremo posplošiti na poljuben sistem. Splošna shema ukrepov za preprečevanje nastanka napetostne nestabilnosti zahteva preučitev vpliva uporabe različnih ukrepov pri različnih vrednostih ILSI-ja. Prav tako, bo treba ukrepe analizirati na različnih dinamičnih sistemih in v praksi, ko so generatorji različno porazdeljeni po sistemu.

6.4.3 Glajenje ILSI-ja

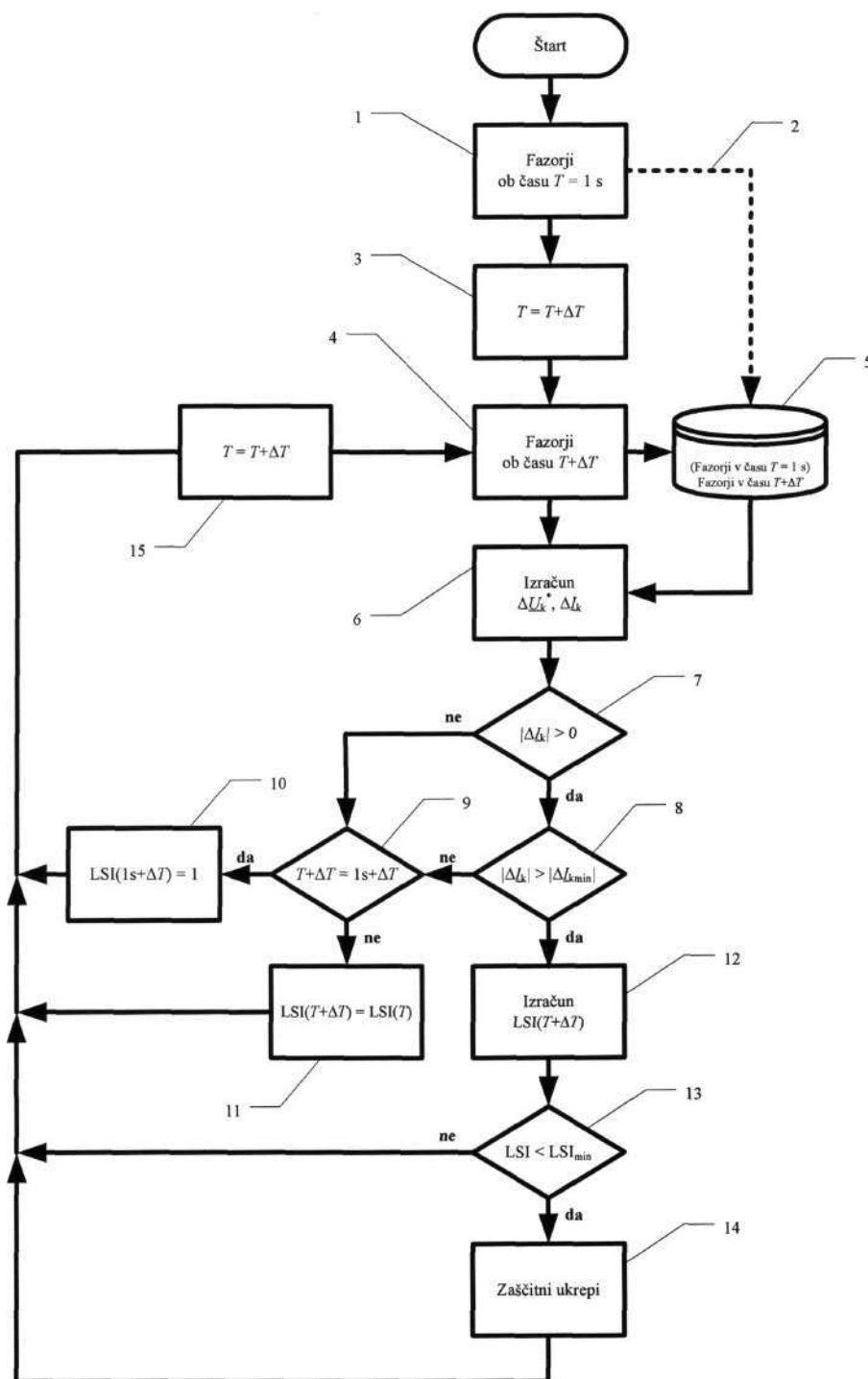
V tem razdelku bomo pogledali, kakšni so poteki ILSI-ja, če uporabimo še dodatno glajenje. Sl. 6.39 prikazuje potek glajenega ILSI-ja za vozlišči 204 in 203 iz Sl. 6.38. Za glajenje smo uporabili valčno multiresolucijsko analizo, kjer smo uporabili valčke družine Simlet8 in mehko pragovno funkcijo. Potek Theveninove impedance smo razstavili na dekompozicijsko drevo sedme stopnje [87]–[89]. Potek glajenega ILSI-ja za vozlišči 204 in 203 po izpadu generatorja G2 prikazuje Sl. 9.22 v prilogi.

Iz Sl. 6.39 in Sl. 9.22 v prilogi lahko ugotovimo, da ILSI-ji v primeru glajenja pokažejo zlom pri 7481 s, ko izpade še generator G1. Na prvi pogled je ta rezultat celo boljši, kot rezultati v prejšnjem razdelku, saj indeksi pokažejo zlom bližje pravemu zlomu, ki nastane pri času 7506 s [96]. Zavedati se moramo, da vsi LSI-ji pokažejo zlom pri točki maksimalne prenesene moči, zato je rezultat na Sl. 6.39 in Sl. 9.22 v prilogi zaradi uporabe glajenja pravzaprav napačen. Napačen rezultat dobimo tudi z uporabo RLS identifikacije. O netočnosti RLS identifikacije posebej v bližini zloma smo veliko povedali že v razdelku 6.3.4. Primerjavo izračuna in netočnost glajenega ILSI-ja na podlagi direktnega izračuna in na podlagi RLS identifikacije ($\xi = 0,98$) za vozlišče 204, po izpadu generatorja G2 prikazuje Sl. 9.23 v prilogi.

Glede na povedano lahko zaključimo, da bomo problem visokih konic v praksi reševali z omejitvijo spremembe bremenskega toka $|\Delta I_{kmin}|$, dodatnega glajenja pa ne bomo uporabili.

6.5 Uporaba lokalnih metod in LSI-jev v praksi

Na podlagi lokalnih metod in LSI-jev lahko zasnujemo postopek za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti v elektroenergetskem sistemu [97]. Postopek prikazuje Sl. 6.40.



Sl. 6.40: Postopek za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti.

Postopek ciklično zajema merjene ali izračunane fazorje napetosti in tokov v bremenskem vozlišču. Perioda zajemanja podatkov ΔT je perioda s katero naprave za merjenje fazorjev izračunavajo fazorje. Današnji PMU-ji vzorčijo vhodne napetosti in tokove s frekvenco do 2880 vzorcev/s [60], kar pomeni, da so zaradi Nyquistovega kriterija zmožni računati fazorje z najmanjšo periodo 0,2 ms. Perioda izračuna fazorjev je konstantna in se z vključitvijo boljših filtrirnih funkcij, ki jih omogoča sam PMU povečuje [86]. Perioda zajemanja podatkov 100 ms je normalno dovolj za sprotno določanje poteka spremenljivk stanj na zaslonu, za spremljanje in analiziranje dinamičnih prehodnih pojavov pa mora biti perioda enaka vsaj 20 ms [85].

V prvem koraku (Sl. 6.40 – 1) postopek zajame fazorje napetosti $\underline{U}_k$ in tokov $\underline{I}_k$, jih označi kot fazorje ob času $T = 1\text{ s}$ in jih samo enkrat (Sl. 6.40 – 2) shrani (Sl. 6.40 – 5). Po spremembi periode zajemanja podatkov za ΔT (Sl. 6.40 – 3) postopek ponovno zajame fazorje ob času $T = T + \Delta T$ (Sl. 6.40 – 4). Tudi ti fazorji se shranijo (Sl. 6.40 – 5) in uporabijo s shranjenimi podatki za fazorje ob času $T = 1\text{ s}$ za izračun sprememb fazorjev $\Delta \underline{U}_k^*$ in $\Delta \underline{I}_k$ (Sl. 6.40 – 6). V naslednjem koraku postopek preveri, če se je v času periode zajemanja podatkov ΔT stanje v opazovanjem vozlišču spremenilo (Sl. 6.40 – 7). Obratovalna stanja, ko se spremenljivke stanja v sistemu ne spremenijo, $|\Delta \underline{I}_k| = 0$, s stališča napetostne nestabilnosti niso kritična, zato postopek najprej preveri ali je to prva opazovana perioda zajemanja fazorjev (Sl. 6.40 – 9). Če je, postopek LSI-ju dodeli vrednost 1 (Sl. 6.40 – 10), to pomeni da vozlišče s stališča napetostne stabilnosti ni ogroženo. V nadaljevanju postopek poveča čas zajemanja podatkov za čas periode zajemanja podatkov ΔT (Sl. 6.40 – 15) in ponovno vstopi v postopek zajemanja fazorjev ob novem času $T = T + \Delta T$ (Sl. 6.40 – 4). Če se obratovalno stanje ni spremenilo (Sl. 6.40 – 9) in to ni prva opazovana perioda, postopek dodeli LSI-ju prejšnjo izračunano vrednost. To pomeni, da je napetostna stabilnost vozlišča glede na prejšnjo periodo zajemanja fazorjev nespremenjena. To se zgodi tudi, če je sprememba bremenskega toka $|\Delta \underline{I}_k|$ manjša od vnaprej predpisanega praga $|\Delta \underline{I}_{k\min}|$ (Sl. 6.40 – 8). Prag $|\Delta \underline{I}_{k\min}|$ določa občutljivost postopka na spremembe v sistemu. Če se tok po spremembi spremeni za več kot $|\Delta \underline{I}_{k\min}|$, postopek izračuna LSI (Sl. 6.40 – 12). V predzadnjem koraku postopek preveri stanje vozlišča s stališča napetostne nestabilnosti (Sl. 6.40 – 13). Če je vrednost kriterija LSI večja od vnaprej predpisanega praga $LSI_{\min}$, vozlišče ni ogroženo. Takrat postopek poveča čas zajemanja podatkov za čas periode zajemanja podatkov ΔT (Sl. 6.40 – 15) in ponovno vstopi v postopek zajemanja fazorjev ob novem času $T = T + \Delta T$ (Sl. 6.40 – 4). Če je vrednost kriterija LSI manjša od vnaprej predpisanega praga $LSI_{\min}$, je vozlišče ogroženo in so potrebni zaščitni ukrepi za preprečitev nastanka napetostnega zloma.

Zaščitni ukrepi in ustrezna avtomatska logika niso predmet disertacije. Stabilnost se navadno rešuje s povečanjem proizvodnje jalove energije v bližini ogroženega vozlišča, z blokiranjem

delovanja bližnjih transformatorjev z regulacijskimi odcepi, z vklopom FACTS naprav, kondenzatorskih baterij, ali z izklopom dela porabnikov v tem bremenskem vozlišču, če noben drug ukrep ne da želenih rezultatov [86]. Po vsaki uporabi zaščitnega ukrepa postopek ponovno spremeni periodo zajemanja podatkov za ΔT (Sl. 6.40 – 15) in vstopi v postopek zajemanja fazorjev ob novem času $T = T + \Delta T$ (Sl. 6.40 – 4).

Postopek za sprotno določanje oddaljenosti vozlišča od napetostne nestabilnosti bremenskega vozlišča se lahko uporabi v posameznem bremenskem vozlišču v numeričnem releju ali v WAMC sistemih kot modul za sprotno določanje in preprečevanje napetostne nestabilnosti. V disertaciji smo pokazali, da je indeks ILSI najbolj primeren LSI za uporabo v postopku za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti. Prag spremembe $|\Delta I_{\text{kmin}}|$ in izračun ILSI-ja zavisita od periode zajemanja fazorjev. Pri daljši periodi je prag spremembe $|\Delta I_{\text{kmin}}|$ lahko krajši in skočne spremembe lahko gladimo s preprostim povprečenjem, pri opazovanju dinamičnih prehodnih pojavov ($\Delta T \leq 20$ ms) moramo prag $|\Delta I_{\text{kmin}}|$ povečati.

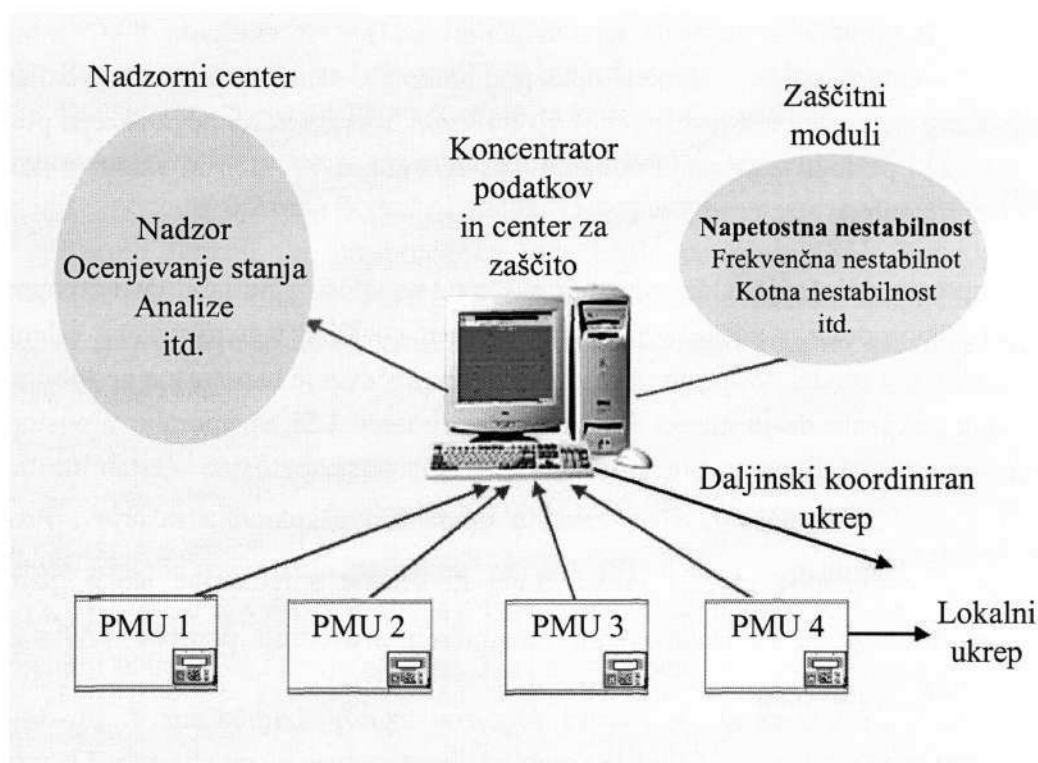
Merjene fazorje zagotavljajo naprave za merjenje fazorjev, v vozliščih sistema. Lokalnih fazorjev bremenskih vozlišč, ki jih ne merimo, v centru vodenja lahko nadomestijo fazorji, ki jih izračuna program za ocenjevanje stanj sistema.

6.5.1 WAMC sistemi

Omenili smo že, da v današnjem času z razvojem računalniško podprtih merilnih sistemov, komunikacijskih tehnologij in tehnik za sinhronizacijo kot nadgradnja obstoječih SCADA/EMS, ki niso zmožni obravnavati dinamičnih pojavov, nihanj in dinamičnih ukrepov vodenja, nastajajo napredni WAMC sistemi. Shema WAMC sistema prikazuje Sl. 6.41 [86].

WAMC sistemi največkrat temeljijo na meritvah fazorjev. PMU-ji so povezani s koncentradorjem podatkov (PDC), ki ponavadi oblikuje središče systemske zaščite s funkcijami vodenja in zaščite. Funkcije vodenja omogočajo normalno in krizno koordinirano vodenje sistema na podlagi zaščitnih funkcij PDC-ja, ki jih sestavljajo moduli za frekvenčno, kotno, napetostno nestabilnost, itd. Podatki koncentradorja podatkov so baza podatkov za nadzorni center, kjer se opravlja nadzor, ocenjevanje stanj in analize sistema.

Postopek za sprotno določanje oddaljenosti vozlišča od napetostne nestabilnosti na Sl. 6.40 je lahko eden izmed zaščitnih modulov PDC-ja. Sigurnost sistema še povečamo, če postopek teče istočasno tudi lokalno v vozliščih, kjer so nameščeni PMU-ji in tako predstavlja rezervno zaščito sistema in možnost lokalnih ukrepov pri izpadu komunikacijske povezave vozlišča s PDC-jem.



Sl. 6.41: Shema WAMC sistema.

6.5.2 CIM modul za analizo napetostne stabilnosti [98]

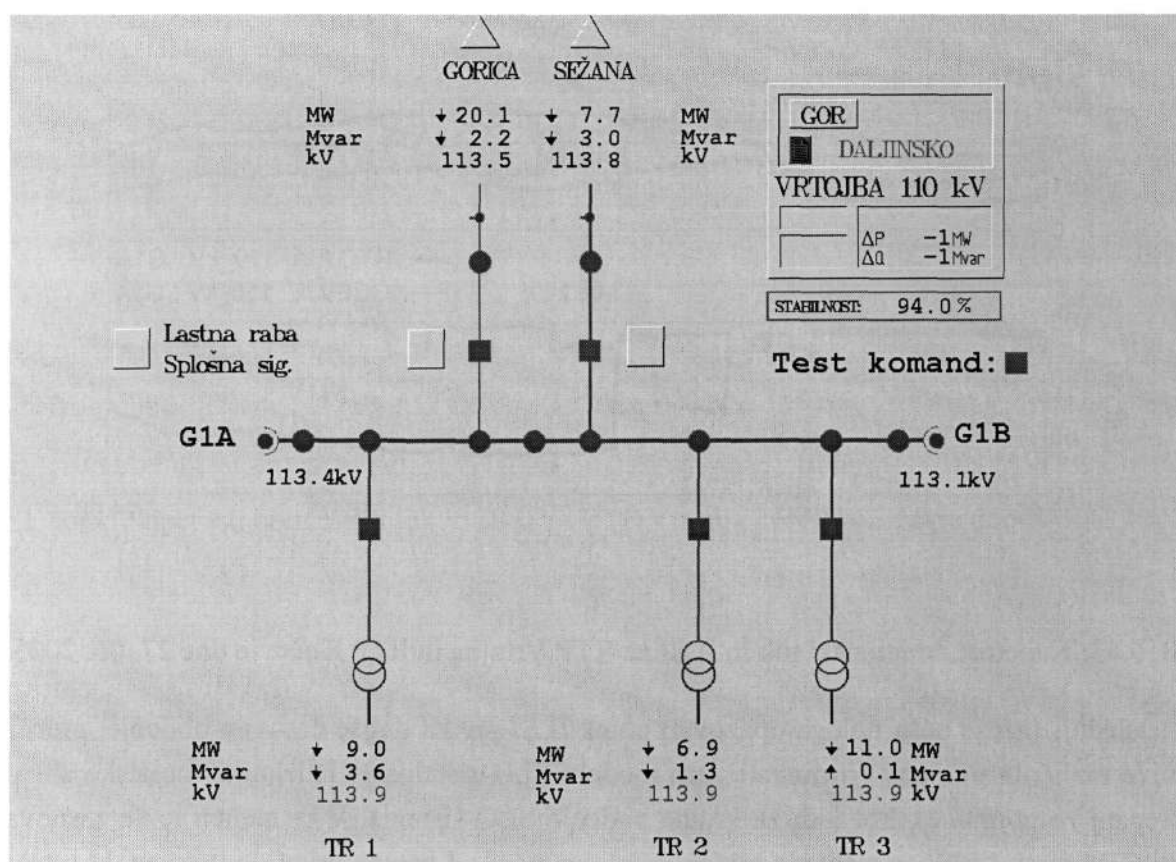
V slovenskem EES-u je trenutno nameščen en sam PMU v RTP Divača. V sklopu posodobitve obstoječega SCADA/EMS sistema republiškega centra vodenja Slovenije na WAMC sistem se načrtuje tudi postopna namestitev novih PMU-jev v RTP Beričevo, RTP Podlog, RTP Maribor in RTP Krško (Sl. 9.24 v prilogi). Prva faza prehoda na WAMC sistem je prehod celotnega modela RCV-ja na CIM model ali standard, ki ga prikazuje Sl. 9.25 v prilogi [99].

Eden od CIM kompatibilnih modulov bo tudi CIM modul za analizo napetostne stabilnosti ali stabilnostni modul, ki bo temeljil na postopku za sprotno določanje oddaljenosti vozlišča od napetostne nestabilnosti na Sl. 6.40. Ker fazorje v SLO sistemu merimo zaenkrat le za eno vozlišče, stabilnostnemu modulu fazorje zagotavlja program za izračun stanj sistema.

Sporočilno orientiran stabilnostni modul s sporočilnim vodilom komunicira prek GDA in HSDA GID vmesnikov. Prehod sistema RCV-ja na CIM model še ni dokončan, zato trenutno stabilnostni modul podatke pridobiva iz EMS Sinaut Spectrum Siemens sistema. Izračun novega stanja sistema in komunikacija stabilnostnega modula z bazo v starem EMS sistemu trajata v povprečju 2 minuti, to je tudi perioda zajemanja fazorjev ΔT v postopku za sprotno določanje oddaljenosti vozlišča od napetostne nestabilnosti. S prehodom na CIM model

sistema RCV, v katerem bo hitrejši izračun stanja sistema in pretok podatkov, predvsem pa z namestitvijo novih PMU-jev v sistem, se bo čas periode zajemanja fazorjev bistven skrajšal.

Vrednosti ILSI-ja so zaradi boljšega razumevanja pomnožena s 100 %. Število opazovanih vozlišč se postopoma povečuje, trenutno pa ima operater možnost informativno spremljati ILSI v naslednjih bremenskih 110 kV RTP-jih: Črnomelj, Vrtojba, Sežana, Ilirska Bistrica, Pivka Ajdovščina, Ljutomer, Domžale, Primskovo in Karbid. V vozlišču opazujemo združeno breme, ki ga vidi distribucijski transformator. Sl. 6.42 in Sl. 9.26 v prilogi prikazujeta sliki 110 kV RTP-jev Vrtojba in Sežana, kot jo trenutno na SCADI vidi operater RCV-ja Slovenije. Rezultat stabilnostnega modula (STABILNOST) se izpisuje v posebnem oknu zraven imena vozlišča.

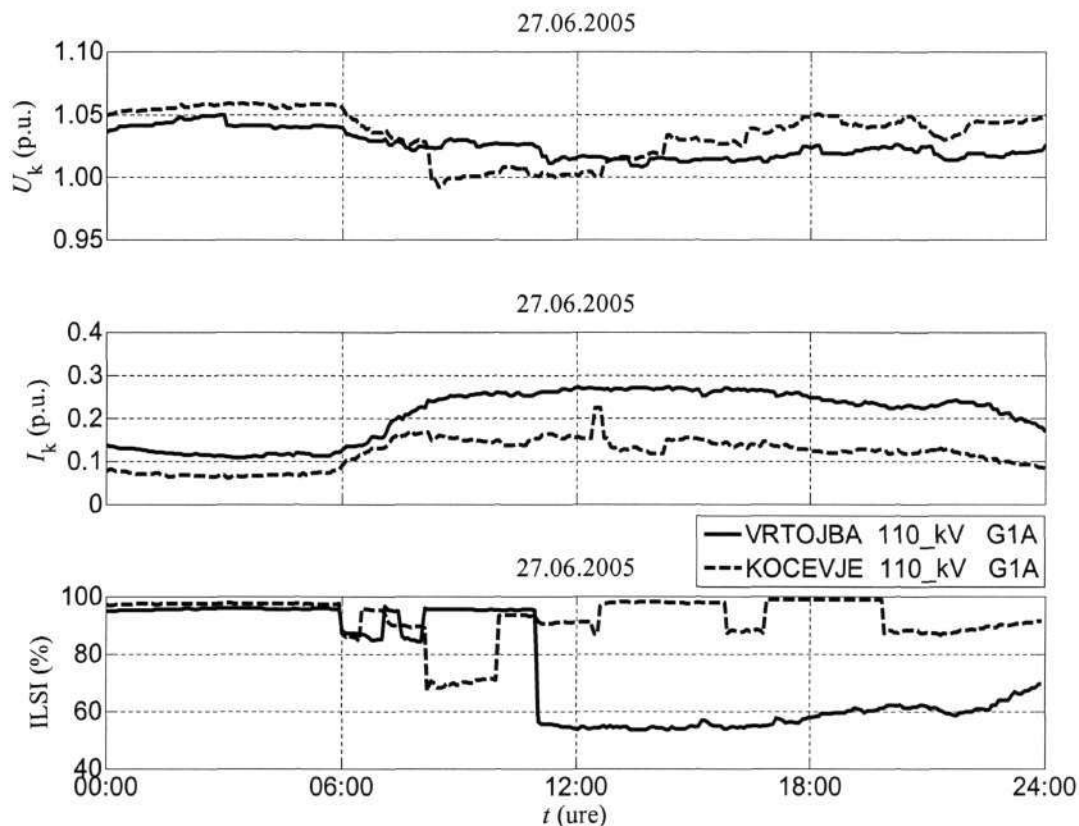


Sl. 6.42: Slika na SCADI RCV-ja Slovenije, sproten prikaz stabilnosti (STABILNOST) za 110 kV RTP Vrtojba.

Vrednost ILSI-ja (STABILNOST) na SCADI samo informativna, zato tudi ni posebnega grafičnega prikaza ogroženosti vozlišča oziroma sistema.

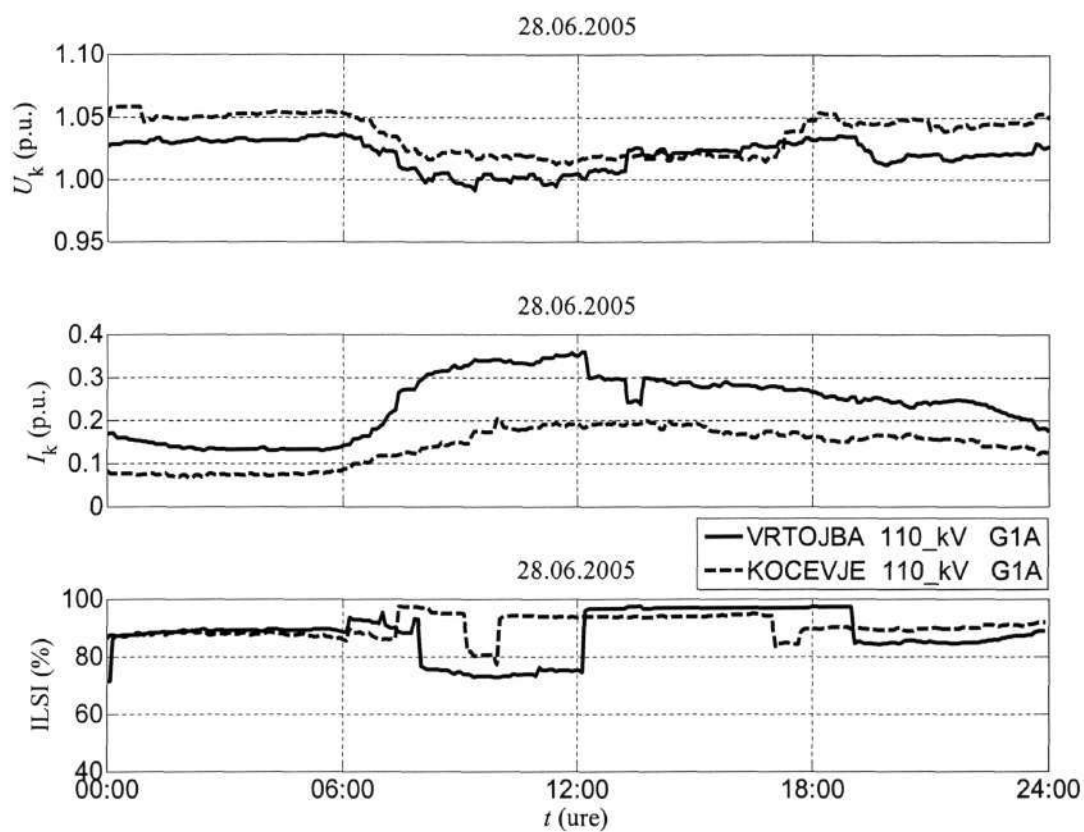
Sl. 6.43 in Sl. 6.44 prikazujeta še poteke napetosti, bremenskega toka in ILSI-jev za vozlišč RTP Vrtojba in RTP Kočevje za 27. in 28. junij 2005. 27. junija 2005 malo pred 12. uro so se na primorskem koncu omrežja močno poslabšale razmere s stališča napetostne stabilnosti

sistema, kar vidimo tudi na poteku ILSI-ja za RTP Vrtojba. Poslabšanje razmer se veliko manj pozna na dolenjskem koncu slovenskega omrežja. Na Sl. 6.43 in Sl. 6.44 vidimo, da so proti koncu dneva operaterji uspeli izboljšati stanje sistema. Podrobnejše analize in prikaz ILSI-jev za ostala opazovana vozlišča najdemo v [98].



Sl. 6.43: Napetost, bremenski tok in ILSI za RTP Vrtojba in RTP Kočevje dne 27. 06. 2005.

V naslednji fazi je naša naloga opazovati potek ILSI-jev za daljše časovno obdobje, preučiti vplive različnih ukrepov na dinamičnem modelu SLO sistema in izdelati avtomatsko shemo ukrepanj za normalno, kot tudi za krizno vodenje SLO sistema. V ta namen je že zasnovan tudi CIM modul [98] za sledenje pretokov jalove moči od generatorjev do bremen, ki temelji na [37] in bo omogočal določitev vseh virov jalove moči, ki napajajo kritično vozlišče ali območje sistema.



Sl. 6.44: Napetost, bremenski tok in ILSI za RTP Vrtojba in RTP Kočevje dne 28. 06. 2005.

7 SKLEP

Z naraščanjem obremenitev in izmenjave električne energije ter s pojavom novih tehnologij, ki so omogočile obratovanje sistema na robu tehničnih zmogljivosti, postaja problem napetostne nestabilnosti vse bolj aktualen. Dosledno izrazoslovje, dobro razumevanje posameznih tipov stabilnosti in povezav med njimi je ključnega pomena pri raziskovanju, načrtovanju in sigurnem obratovanju sistema. Ni presenetljivo, da raziskovalci po svetu iščejo nove definicije, koncepte, postopke in orodja, za čim bolj učinkovito reševanje težav povezanih z napetostno nestabilnostjo v elektroenergetskih sistemih.

7.1 *Opravljeno delo*

Disertacija predstavlja novo razdelitev metod za obravnavo napetostne stabilnosti. V literaturi je največkrat zaslediti delitev metod za obravnavo napetostne stabilnosti na dinamične in statične metode. Jasne definicije, kaj so lokalne metode in kdaj se ta izraz lahko uporablja, ne najdemo. Zelo razširjeno je zmotno mnenje, da so lokalne metode del statičnih metod. Naš predlog je, da se izraz za lokalne metode za ugotavljanje napetostne nestabilnosti v sistemu uporablja le za metode, ki omogočajo določitev stanja stabilnosti sistema samo na podlagi lokalni fazorjev napetosti in tokov v posameznem bremenskem vozlišču sistema.

Pogoj za določitev stabilnostne meje je pri teh metodah maksimalna prenesena moč, ko sta bremenska in Theveninova impedanca, kot jo vidi breme, enaki. Maksimalna prenesena moč ne sovпада vedno z mejo obremenitve sistema, a zaradi dinamike bremen in mehanizmov vzpostavitve moči obremenjevanje čez mejo maksimalne prenesene moči sistema vodi do nenadnega razpada sistema.

Z uporabo Tellegenovega teorema in pridruženih omrežij smo pokazali, da lahko Theveninov ekvivalent za poljubno motnjo v sistemu določimo direktno iz dveh zaporednih diskretnih merjenimi vrednosti fazorjev bremenske napetosti in tokov, brez uporabe približnih identifikacijskih metod. Prednost novega direktnega izračuna pred identifikacijo je enostavnost in natančnost izračuna v bližini napetostnega zloma.

Na podlagi direktnega izračuna Theveninovih parametrov sistema lahko definiramo nekatere lokalne stabilnostne indekse, ki temeljijo na impedanci, moči in napetosti. Bremensko impedanco preprosto izračunamo z razmerjem bremenske napetosti in toka. Theveninovo impedanco pa po nastali poljubni motnji v sistemu določimo direktno iz dveh zaporednih diskretnih vrednosti fazorjev bremenske napetosti in tokov. Theveninovo impedanco in

posledično lokalne stabilnostne indekse je mogoče izračunavati le za bremenska vozlišča, v katerih bo sprememba modula bremenskega toka po motnji dovolj velika.

V disertaciji smo podrobno analizirali posamezne predlagane indekse in njihovo uporabnost tako v statičnih, kot tudi v dinamičnih sistemih. Uporabnost v dinamičnih sistemih pomeni tudi uporabnost v praksi. V analizah smo se še posebej osredotočili na splošne lastnosti lokalnih stabilnostnih indeksov.

Analiza in zaključki skozi glavnino disertacije nas pripeljeta do razvoja postopka za sprotno določanje oddaljenosti vozlišča od napetostne nestabilnosti bremenskega vozlišča, ki ga lahko uporabimo v posameznem bremenskem vozlišču v numeričnem releju ali v WAMC sistemih kot modul za sprotno določanje in preprečevanje napetostne nestabilnosti. V disertaciji smo pokazali, da je indeks ILSI najbolj primeren LSI za uporabo v postopku za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti. Postopek je za razliko od alternativnih postopkov zelo enostaven, natančen in računsko nezahteven. Ni presenetljivo, da se je za njegovo uporabo odločil tudi sistemski operater v Republiki Sloveniji.

V naslednji fazi je naša naloga opazovati potek ILSI-jev za daljše časovno obdobje, preučiti simulacije različnih scenarijev razpada in vplive različnih ukrepov na dinamičnem modelu slovenskega EES-a. Rezultat takega poteka nadaljnjih raziskav bo avtomatska shema ukrepanj tako za normalno, kot tudi za krizno vodenje sistema slovenskega EES-a.

7.2 Izvirni prispevki disertacije

Najpomembnejše izvirne prispevke opravljenega raziskovalnega dela lahko strnemo v naslednjih točkah:

- Predlog delitve metod za obravnavo stabilnosti EES-ov;
 - Definicija lokalnih metod za ugotavljanje napetostne nestabilnosti v EES-ih;
 - Razvoj treh vrst lokalnega stabilnostnega indeksa za ugotavljanje napetostne nestabilnosti s pomočjo Tellegenovega teorema in izbira indeksa na podlagi primerjave bremenske in Theveninove impedance;
 - Razvoj postopka za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti;
 - Uvedba lokalnega stabilnostnega indeksa v center vodenja slovenskega elektroenergetskega sistema.
-

8 LITERATURA

- [1] IEEE/PES, Power System Stability Subcommittee, Voltage stability assessment: Concepts, practices and tools, C. A. Cañizares, (Editor/Coordinator), ISBN 0780378695, 2002.
 - [2] IEEE/CIGRE, Definition and classification of power system stability, Joint Task Force on Stability Terms and Definitions, P. Kundur (Convener), IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 19, No. 3, pp. 1387–1401, August 2004.
 - [3] P. Kundur, Power system stability and control, McGraw-Hill, Inc, 1994.
 - [4] T. Van Cutsem, C. Vournas, Voltage stability of electric power systems, Norwell, MA: Kluwer, 1998.
 - [5] C. W. Taylor, Power system voltage stability, New York: McGraw-Hill, 1994.
 - [6] D. J. Hill, Nonlinear dynamic load models with recovery for voltage stability studies, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 8, No. 1, pp. 166–176, February 1993.
 - [7] T. Van Cutsem, Voltage instability: Phenomenon, countermeasures and analysis methods, Proceedings of the IEEE, Vol. 88, No. 2, pp. 208–227, February 2000.
 - [8] T. Van Cutsem, R. Mailhot, Validation of a fast voltage stability analysis method on the Hydro-Quebec System, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 12, No. 1, pp. 282–292, February 1997.
 - [9] G. K. Morison, B. Gao, P. Kundur, Voltage stability analysis using static and dynamic approaches, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 8, No. 3, pp. 1159–1171, August 1993.
 - [10] B. Gao, G. K. Morison, P. Kundur, Toward the development of a systematic approach for voltage stability assessment of large-scale power systems, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 11, No. 3, pp. 1314–1324, August 1996.
 - [11] V. Ajjarapu, C. Christy, The continuation power flow: A tool for steady state voltage analysis, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 7, No. 1, pp. 416–423, February 1992.
 - [12] P. A. Löf, T. Smed, G. Andersson, D. J. Hill, Fast calculation of a voltage stability index, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 7, No. 1, pp. 54–64, February 1992.
 - [13] M. M. Adibi, D. P. Milanicz, Reactive capability limitation of synchronous machines, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 9, No.1, pp. 29–40, February 1994.
-

- [14] M. K. Pal, Voltage stability conditions considering load characteristic, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 7, No. 1, pp. 243–249, February 1992.
 - [15] D. J. Hill, Nonlinear dynamic load models with recovery for voltage stability studies, *Transactions on Power Systems*, Vol. 8, No. 1, pp. 166–176, February 1993.
 - [16] W. Xu Y. Mansour, Voltage stability analysis using generic dynamic load models, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 9, No. 1, pp. 479–493, February 1994
 - [17] M. A. Pai, P. W. Sauer, B. C. Lesieutre, Static and dynamic nonlinear loads and structural stability in power systems, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 83, No. 11, pp. 1562–1572, November 1995.
 - [18] D. Karlsson, D. J. Hill, Modeling and identification of nonlinear dynamic loads in power systems, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 9, No. 1, pp. 157–163, February 1994.
 - [19] P. Ju, E. Handschin, D. Karlsson, Nonlinear dynamic load modeling: Model and parameter estimation, *Transactions on Power Systems*, Vol. 11, No. 4, pp. 1689–1694, November 1996.
 - [20] W. Xu, E. Vaahedi, Y. Mansour, J. Tamby, Voltage stability load parameter determination from field tests on BC Hydro's system, *Transactions on Power Systems*, Vol. 12, No. 3, pp. 1290–1296, August 1997.
 - [21] C. A. Cañizares, On bifurcations, voltage collapse and load modeling, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 10, No. 1, pp. 512–518, February 1995.
 - [22] C. A. Cañizares, N. Mithulananthan, A. Berizzi, J. Reeve, On the linear profile of indices for the prediction of saddle-node and limit-induced bifurcation points in power systems, *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers*, Vol. 50, No. 12, pp. 1588–1595, December 2003.
 - [23] C. A. Cañizares, N. Mithulananthan, F. Milano, J. Reeve, Linear performance indices to predict oscillatory stability problems in power systems, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 19, No. 2, pp. 1104–1114, May 2004.
 - [24] M. Zima, M. Larsson, P. Korba, C. Rehtanz, G. Andersson, Design aspect for wide-area monitoring and control systems, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 93, No. 5, pp. 980–996, May 2005.
 - [25] M. M. Begović, A. G. Phadke, Dynamic simulation of voltage collapse, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 5, No. 4, pp. 1529–1534, November 1990.
 - [26] P. M. Anderson, A. A. Fouad, *Power system control and stability*, IEEE Press, New York, Inc, 1997.
-

- [27] K. T. Vu, C. C. Liu, C.W. Taylor, K. M. Jimma, Voltage instability: Mechanisms and control strategies, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 83, No. 11, pp. 1442–1455, November 1995.
 - [28] K. T. Vu, C. C. Liu, Shrinking stability regions and voltage collapse in power systems, *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications*, Vol. 39, No. 4, pp.271–289, April 1992.
 - [29] B. Gao, G. K. Morison, P. Kundur, Voltage stability evaluation using modal analysis, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 7, No. 4, pp. 1529–1542, November 1992.
 - [30] A. Berizzi, P. Bresesti, P. Marannino, G. P. Granelli, M. Montagna, System-area operating margin assessment and security enhancement against voltage collapse, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 11, No. 3, pp. 1452–1462, August 1996.
 - [31] S. Greene, I. Dobson, F. L. Alvarado, Sensitivity of the loading margin to voltage collapse with respect to arbitrary parameters, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 12, No. 1, pp. 262–272, February 1997.
 - [32] F. Gubina, B. Strmčnik, Voltage collapse proximity index determination using voltage phasors approach, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 10, No. 2, pp. 788–793, May 1995.
 - [33] B. Strmčnik, Napetostni zlom pri obremenjenosti prenosnih poti v elektroenergetskem sistemu, Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, 1996.
 - [34] F. Gubina, B. Strmčnik, A simple approach to voltage stability assessment in radial networks, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 12, No. 3, pp. 1121–1126, August 1997.
 - [35] G. Verbič, Zaščita pred napetostnim zlomom na podlagi lokalnih fazorjev, Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, marec 2003.
 - [36] M. Pantoš, B. Strmčnik, Izboljšana metoda na podlagi dekompozicije EES za oceno bližine napetostnega zloma, *Elektrotehniški vestnik*, Vol. 71, No. 4, pp. 237–242, 2004.
 - [37] M. Pantoš, Nova metoda za obračun omrežnine na podlagi sledenja pretokov moči po omrežju, Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, 2005.
 - [38] G. Verbič, F. Gubina, A new concept of voltage-collapse protection based on local phasors, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 19, No. 2, pp. 576–581, 2004.
 - [39] F. Gubina, A. Tribušon, P. Omahen, Algorithm for protection against voltage collapse, *Conference proceedings, Universities Power Engineering Conference*, Galway, Vol. 1/29th, 1994.
-

- [40] D. Grgič, Analiza pojavov pri napetostnem zlomu v vozlišču EES, Diplomsko delo, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, 1995.
- [41] C. Barbier, J. P. Barret, An analysis of phenomena of voltage collapse on a transmission system, *ELECTRA*, July 1980.
- [42] P. Kessel, H. Glavitsch, Estimating the voltage stability of a power system, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. PWRD-1, No. 3, pp. 346–354, July 1986.
- [43] T. Q. Tuan, J. Fandino, N. Hadjsaid, J. C. Sabonnadiere, H. Vu, Emergency load shedding to avoid risks of voltage instability using indicators, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 9, No. 1, pp. 341–348, February 1994.
- [44] K. T. Vu, M. M. Begović, D. Novosel, Grids get smart protection and control, *IEEE Computer Applications in Power*, Vol. 10, No. 4, pp. 40–44, October 1997.
- [45] K. T. Vu, M. M. Begović, D. Novosel, M. M. Saha, Use of local measurements to estimate voltage-stability margin, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 14, No. 3, pp. 1029–1035, August 1999.
- [46] D. E. Julian, R. P. Schulz, K. T. Vu, W. H. Quaintance, N. B. Bhatt, D. Novosel, Quantifying proximity to voltage collapse using the voltage instability predictor (VIP), *Proceedings IEEE PES Summer Meeting Conference*, Vol. 2, pp. 931–936, Seattle, Washington, July 2000.
- [47] W. H. Quaintance, K. Uhlen, D. E. Julian, J. O. Gjerde, K. T. Vu, L. K. Vormedal, Raising energy transfer in corridors constrained by voltage instability-Statnett case, *Proceedings IEEE PES Summer Meeting Conference*, Vol. 4, pp. 16–20, Seattle, Washington, July 2000.
- [48] M. H. Haque, On-line monitoring of maximum permissible loading of a power system within voltage stability limits, *IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution*, Vol. 150, No. 1, pp. 107–112, January 2003.
- [49] M. H. Haque, Use of V–I characteristic as a tool to assess the static voltage stability limit of a power system, *IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution*, Vol. 151, No. 1, pp. 1–7, January 2004.
- [50] B. Milošević, M. M. Begović, Voltage-stability protection and control using a wide-area network of phasor measurements, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 18, No. 1, pp. 121–127, February 2003.
- [51] L. Warland, A. T. Holen, A voltage instability predictor using local area measurements (VIP++), *IEEE Porto Tech Proceedings*, Vol. 2, Power Tech Conference, Porto, Portugal, September 2001.
- [52] M. Larsson, C. Rehtanz, J. Bertsch, Monitoring and operation of transmission corridors, *IEEE Power Tech Conference Proceedings*, Vol. 3, Bologna, Italy, June 2003.

- [53] A. G. Phadke, J. S. Thorp, K. J. Karimi, State estimation with phasor measurements, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. PWR-1, No. 1, pp. 223–238, February 1986.
 - [54] J. S. Thorp, A. G. Phadke, S. H. Horowitz, M. M. Begović, Some applications of phasor measurements to adaptive protection, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 3, No. 2, pp. 791–798, May 1988.
 - [55] A. G. Phadke, Synchronized phasor measurements in power systems, *IEEE Computer Applications in Power*, Vol. 6, No. 3, pp. 10–15, April 1993.
 - [56] Working Group H-7 of the Relaying Channels Subcommittee of the IEEE Power System Relaying Committee, Synchronized sampling and phasor measurements for relaying and control, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 9, No. 1, pp. 442–449, January 1993.
 - [57] Burnett R. O. Jr., Butts M. M. and Sterlina P. S., Power system applications for phasor measurements, *IEEE Computer Applications in Power*, vol. 7, no. 1, pp. 8–13, Jan. 1994.
 - [58] M. M. Begović, D. Novosel, D. Karlsson, C. F. Henville, G. L. Michel, Wide area protection and emergency control, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 93, No. 5, pp. 876–891, May 2005.
 - [59] M. G. Adamiak, A. P. Apostolov, M. M. Begović, C. F. Henville, K. E. Martin, G. L. Michel, A. G. Phadke, J. S. Thorp, Wide area protection–technology and infrastructures, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 21, No. 2, pp. 601–609, April 2006.
 - [60] C. Martinez, M. Parashar, J. Dyer, J. Coroas, Phasor data requirements for real time wide-area monitoring, control and protection applications, CERTS/EPG, EIPP Real time task team, white paper, final draft, January 2005.
 - [61] I. Šmon, G. Verbič, F. Gubina, Local voltage-stability index using Tellegen's theorem, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 21, No. 3, pp. 1267–1275, August 2006.
 - [62] F. Bratkovič, Računalniško načrtovanje vezij, optimizacija in občutljivost, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko in računalništvo, Ljubljana, 1994.
 - [63] B. D. H. Tellegen, A general network theorem, with applications, *Philips Research Report.*, Vol. 7, pp. 259–269, 1952.
 - [64] J. S. Simon, J. L. Wyatt, D. Rowell, Simple criteria to prevent sustained oscillations in nonlinear fluid flow networks, *Research Laboratory of Electronics Technical Report 597*, MIT, 1996.
 - [65] O. Shai, Deriving structural theorems and methods using Tellegen's theorem and combinatorial representations, *International Journal of Solid and Structures*, Vol. 38, pp. 8037–8052, November 2001.
-

- [66] S. W. Director, R. A. Rohrer, The generalized adjoint network and network sensitivities, *IEEE Transactions on Circuit Theory*, Vol. CT-16, No. 3, pp. 318–323, August 1969.
 - [67] P. Penfield, Jr., R. Spence, S. Duinker, A generalized form of Tellegen's Theorem, *IEEE Transactions on Circuit Theory*, Vol. CT-17, No. 3, pp. 302–305, August 1970.
 - [68] R. Rohrer, L. Nagel, R. Meyer, L. Weber, Computationally efficient electronic-circuit noise calculations, *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, Vol. 6, No. 4, pp. 204–213, August 1971.
 - [69] J. Vandewalle, H. J. De Man, J. Rabaey, The adjoint switched capacitor network and its application to frequency, noise and sensitivity analysis, *International Journal of Circuit Theory Application*, Vol. 9, pp. 77–88, 1981.
 - [70] F. Yuan, A. Opal, Adjoint network of periodically switched linear circuits with applications to noise analysis, *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications*, Vol. 48, No. 2, pp. 139–151, February 2001.
 - [71] H. B. Puttgen, R. L. Sullivan, A novel comprehensive approach to power systems sensitivity analysis, paper A 78 525-8, presented at the IEEE PES Summer Meeting Conf., Los Angeles, CA, July 1978.
 - [72] G. C. Ejebe, B. F. Wollenberg, Automatic contingency selection, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-98, No.1, pp. 97–109, January/February 1979.
 - [73] J. W. Bandler, M. A. El-Kady, Exact sensitivities for nonreciprocal two-port power elements, *Proceedings of the IEEE*, Vol. 73, No. 12, pp. 1858–1859, December 1985.
 - [74] L. A. F. M. Ferreira, H. B. Puttgen, Adjoint network sensitivity based state variable evaluation for large-scale contingency events, *Electric Power System Research*, Vol. 12, pp. 83–92, 1987.
 - [75] L. A. F. M. Ferreira, Tellegen's Theorem and power systems – new load flow equations, new solution methods, *IEEE Transactions on Circuits and Systems*, Vol. 37, No. 4, pp. 519–526, Apr. 1990.
 - [76] L. A. F. M. Ferreira, Tellegen theorem and modelling of power systems–PV buses and nonlinear formulas, *IEE Proceedings-G Circuits Devices and Systems*, Vol. 139, No. 1, pp. 136–140, February 1992.
 - [77] F. Gubina, R. Golob, A. S. Debs, Fast contingency evaluation by means of the improved adjoint network method, *International journal of electrical power & energy systems*, Vol. 18, No. 6, pp. 377–383, 1996.
 - [78] A. S. Debs, *Modern power system control and operation*, Boston: Kluwer Academic Publishers, 1988.
 - [79] L. A. F. M. Ferreira, A network-based approach to power system security assessment and control, Ph. D. dissertation, Georgia Institute of Technology, Atlanta, GA, 1986.
-

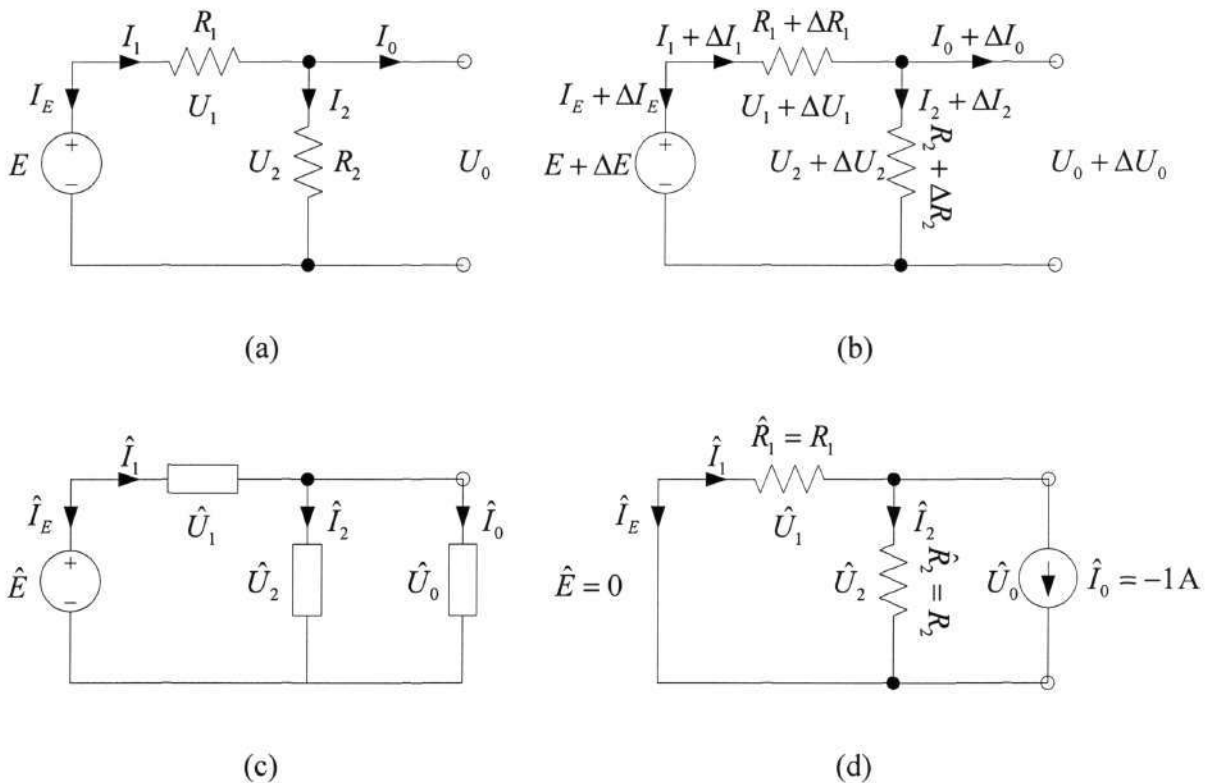
- [80] R. Golob, Uporaba Tellegenovega teorema pri vodenju elektroenergetskih sistemov, Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, 1994.
 - [81] K. S. Prakash, O. P. Malik, G. S. Hope, Amplitude comparator based algorithm for directional comparison protection of transmission lines, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 4, No. 4, pp. 2032–2041, October 1989.
 - [82] P. G. McLaren, G. W. Swift, Z. Zhang, E. Dirks, R. P. Jayasinghe, I. Fernando, A new directional element for numerical distance relays, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 10, No. 2, pp. 666–675, April 1995.
 - [83] A. C. Parsons, W. M. Grady, E. J. Powers, and J. C. Soward, A direction finder for power quality disturbances based upon disturbance power and energy, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 15, No. 3, pp. 1081–1086, July 2000.
 - [84] T. Tayjasanant, Li Chun, W. Xu, A resistance sign-based method for voltage sag source detection, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 20, No. 4, pp. 2544–2551, October 2005.
 - [85] J. A. de la O Serna, K. E. M. Kenneth, Improving phasor measurements under power system oscillations, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 18, No. 1, pp. 160–166, February 2003.
 - [86] ABB, Phasor measurement terminal RES 521*1.0, Technical reference manual, number 1MRK511115–UEN, 26. 11. 2004, available at: www.abb.com.
 - [87] I. Šmon, Oblikovanje nadomestni obremenitvenih diagramov, Diplomsko delo, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, 2001.
 - [88] D. Gerbec, Metode za ugotavljanje porabe električne energije odjemalcev brez sprotnih meritev, Doktorska disertacija, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, 2005.
 - [89] MATLAB help, Wavelet toolbox, Version 7.0.4., MathWorks, 2005.
 - [90] F. Milano, An open source power system analysis toolbox, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 20, No. 3, pp. 1199–1206, August 2005.
 - [91] F. Milano, Power system analysis toolbox (PSAT), version 1.3.4, available at: <http://www.power.uwaterloo.ca/~fmilano/>
 - [92] F. Milano, Power system analysis toolbox (PSAT), Documentation for PSAT 1.3.4., available at: <http://www.power.uwaterloo.ca/~fmilano/>
 - [93] M. Stubbe, A. Bihain, J. Deuse, J.C. Baader, STAG-a new unified software program for the study of the dynamic behavior of electrical power systems, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 4, No. 1, pp. 129–138, February 1989.
-

-
- [94] <http://www.eurostag.be>
- [95] CIGRE, Indices predicting voltage collapse including dynamic phenomena, N. D. Hatziargyriou, T. Van Cutsem (Editors), CIGRE Task Force 38-02-11, December 1994.
- [96] CIGRE, Long term dynamics – Phase II, M. Stubbe (Convener), CIGRE Task Force 38-02-08, March 1995.
- [97] I. Šmon, F. Gubina, Postopek za sprotno določanje oddaljenosti bremenskega vozlišča od napetostne nestabilnosti v elektroenergetskem sistemu, patent št. 200500304, Urad Republike Slovenije za intelektualno lastnino, april 2006.
- [98] I. Šmon, M. Pantoš, G. Verbič, F. Gubina, Izdelava CIM modula za analizo napetostne sigurnosti in za sledenje pretokov jalove moči, šolanje in vzdrževanje, naročnik Elektro Slovenija d.o.o., št. projekta S-960, november 2005.
- [99] E. Cek, Dograditev CIM vmesnika, Elektro Slovenija d.o.o., interni elaborat, september 2004.
- [100] F. Gubina, Delovanje elektroenergetskega sistema, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za elektrotehniko, Ljubljana, v tisku.
-

9 PRILOGE

9.1 Občutljivost napetosti v preprostem uporovnem vezju

Glavna zamisel, kako izrabiti Tellegenov teorem za računanje občutljivosti [66], si oglejmo na preprostem uporovnem vezju $\mathcal{N}$ na Sl. 9.1a, sestavljenem iz neodvisnega napetostnega vira in dveh uporov. V tem vezju lahko računamo občutljivost napetosti na odprtih sponkah ali toka preko kratkega stika. Kadar računamo občutljivost napetosti na kakem drugem elementu, mu dodamo vzporedno vejo z odprtimi sponkami (U_0), za občutljivost toka pa mu dodamo zaporedno vejo s kratkim stikom. Odprte sponke ponazorimo tudi z neodvisnim tokovnim virom velikosti nič, kratek stik pa z napetostnim virom velikosti nič. Perturbirano vezje na Sl. 9.1b je enako osnovnemu vezju po spremembi razmer v vezju.



Sl. 9.1: Uporovno vezje $\mathcal{N}$, perturbirano vezje $\mathcal{N}_p$, posplošeno pridruženo vezje in pridruženo vezje $\hat{\mathcal{N}}$.

Osnovnemu vezju pridružimo novo pridruženo vezje $\hat{\mathcal{N}}$, ki ga prikazuje Sl. 9.1c. Pridruženo vezje ima enako topologijo kot osnovno, ne vemo samo, kakšni morajo biti dvopolni elementi

v posameznih vejah, zato so označeni kar s splošnim simbolom za dvopolni element. Elemente v pridruženem vezju moramo izbrati tako, da bodo omogočili izračun napetosti ΔU_0 .

Po Tellegenovem teoremu v diferencialni obliki (5.9) lahko zapišemo:

$$\hat{I}_E \Delta E - \hat{E} \Delta I_E + \hat{I}_1 \Delta U_1 - \hat{U}_1 \Delta I_1 + \hat{I}_2 \Delta U_2 - \hat{U}_2 \Delta I_2 + \hat{I}_0 \Delta U_0 - \hat{U}_0 \Delta I_0 = 0. \quad (9.1)$$

V vejah E in 0 sta v osnovnem vezju neodvisna vira, torej vira s konstantno vrednostjo, zato velja $\Delta E = 0$ in $\Delta I_0 = 0$. Upoštevajmo še relacijske enačbe v vejah osnovnega vezja. V vejah 1 in 2 sta upora, ki ju določa relacija:

$$U_1 = R_1 I_1 \text{ in} \quad (9.2)$$

$$U_2 = R_2 I_2, \quad (9.3)$$

zato povzroči infinitezimalna sprememba upora spremembo napetosti:

$$\Delta U_1 = R_1 \Delta I_1 + \Delta R_1 I_1 \text{ in} \quad (9.4)$$

$$\Delta U_2 = R_2 \Delta I_2 + \Delta R_2 I_2, \quad (9.5)$$

kjer smo upoštevali samo prvi člen razvoja v Taylorjevo vrsto. Vstavimo enačbe (9.2)–(9.5) v enačbo (9.1) in dobimo:

$$\hat{I}_0 \Delta U_0 - \hat{E} \Delta I_E + (\hat{I}_1 R_1 - \hat{U}_1) \Delta I_1 + \hat{I}_1 I_1 \Delta R_1 + (\hat{I}_2 R_2 - \hat{U}_2) \Delta I_2 + \hat{I}_2 I_2 \Delta R_2 = 0. \quad (9.6)$$

Iz zadnje enačbe moramo izločiti vse člene s spremembami tokov, da ostane le sprememba opazovane napetosti, zato morajo biti faktorji v teh členih enaki nič:

$$\hat{E} = 0, \quad (9.7)$$

$$\hat{I}_1 R_1 - \hat{U}_1 = 0, \quad (9.8)$$

$$\hat{I}_2 R_2 - \hat{U}_2 = 0. \quad (9.9)$$

Enačbe (9.7)–(9.9) določajo relacije med napetostjo in tokom v vejah E , 1 in 2 pridruženega vezja, pri katerih izpadejo iz enačbe (9.6) členi z ΔI_E , ΔI_1 in ΔI_2 . Relacija (9.7) bo izpolnjena, če bo v veji E pridruženega vezja kratek stik oziroma neodvisen napetostni vir z napetostjo nič. V vejah 1 in 2 pa bo zveza (9.8) in (9.9) med napetostjo in tokom dosežena, če bo v vsaki veji linearen upor, enak upor v istoležni veji osnovnega vezja. Določiti moramo

še element v veji 0 pridruženega vezja. V prvem členu enačbe (9.6) mora biti koeficient konstanta in za računanje ΔU_0 je najprimernejša $-1A$. To zahtevo izpolnimo, če v pridruženem vezju postavimo v vejo 0 neodvisen tokovni vir s tokom:

$$\hat{I}_0 = 1A. \quad (9.10)$$

Enačbe (9.7)–(9.10) določajo pridruženo vezje na Sl. 9.1d. Enačba (9.6) je po upoštevanju (9.7)–(9.10) enaka:

$$\Delta U_0 = \hat{I}_1 I_1 \Delta R_1 + \hat{I}_2 I_2 \Delta R_2. \quad (9.11)$$

Po krajši izpeljavi dobimo rezultat občutljivosti napetosti U_0 na spremembi upornosti R_1 in R_2 , ki ga poznamo že iz teorije vezij:

$$s_{U_0, R_1} = -\frac{R_1}{R_1 + R_2} \text{ in} \quad (9.12)$$

$$s_{U_0, R_2} = \frac{R_1}{R_1 + R_2}. \quad (9.13)$$

V vezju na Sl. 9.1a bi lahko namesto neodvisnega napetostnega vira imeli neodvisen tokovni vir. Podobno kot za napetostnega bi ugotovili, da je treba v istoležno vejo pridruženega vezja postaviti enak vir velikosti nič, tj. odprte sponke. Zelo pomembna ugotovitev je tudi, da če računamo občutljivost napetosti na odprtih sponkah ali ničelnem neodvisnem tokovnem viru v osnovnem vezju, ta vir v istoležni veji pridruženega vezja zamenja neodvisen tokovni vir s tokom $-1A$, če računamo občutljivost toka preko kratkega stika ali ničelnega neodvisnega napetostnega vira, ga v pridruženem vezju nadomesti neodvisen napetostni vir velikosti $1V$, to sta tudi edina vira, ki vzbujata pridruženo vezje.

Ugotovitve o računanju občutljivosti veličin v vezjih, ki smo jih izpeljali za vezja sestavljena le iz linearnih uporov in neodvisnih virov lahko posplošimo in razširimo na poljubna impedančna in admitančna vezja in sisteme.

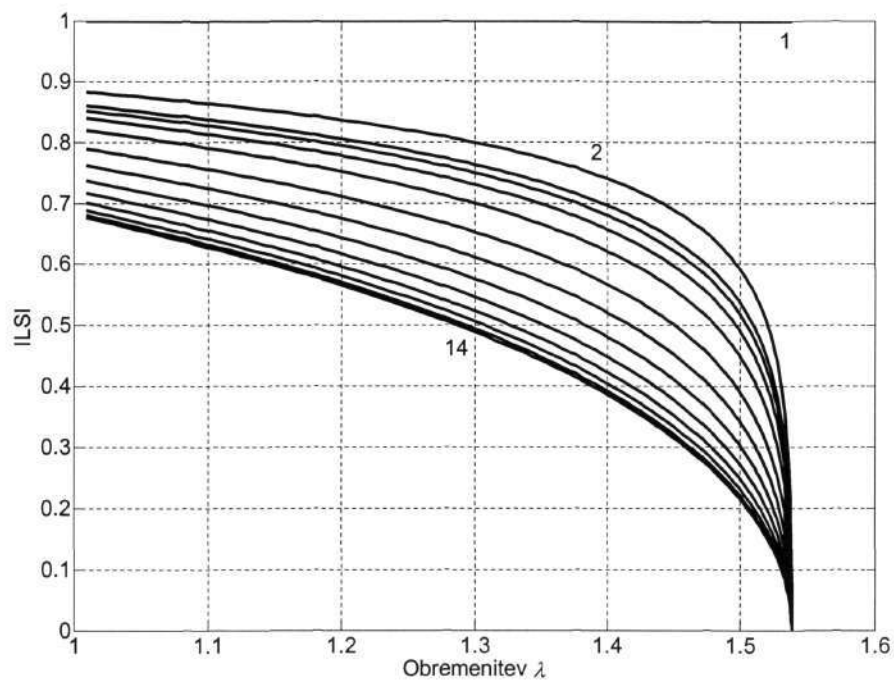
9.2 Podatki in rezultati za sistem S14

Tab. 9.1: Sistem S14, podatki za vozlišča.

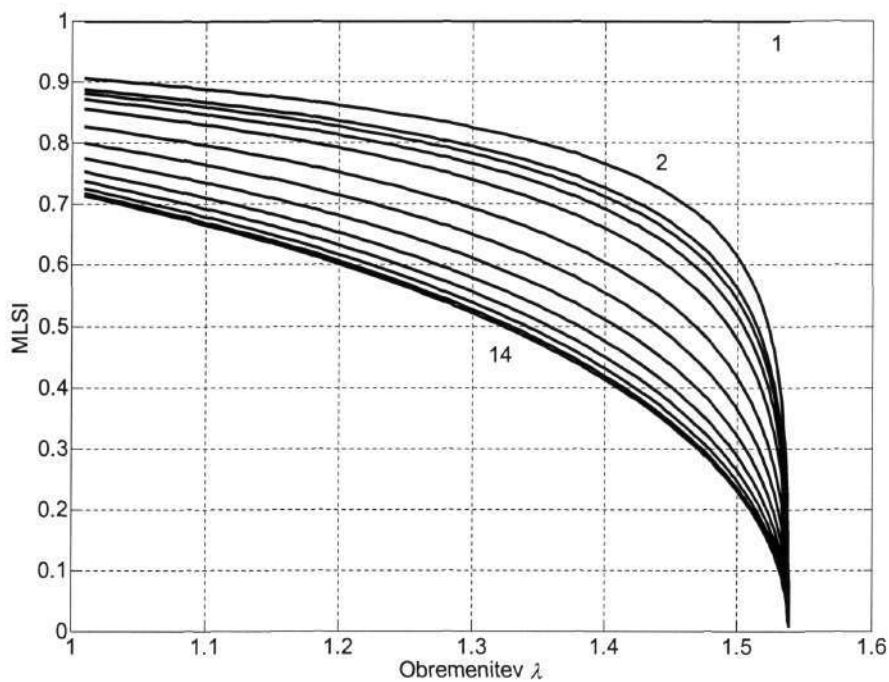
št. vozlišča	tip	P_{g0} (p.u.)	U_g (p.u.)	Q_{gmin} (p.u.)	Q_{gmax} (p.u.)	P_{k0} (p.u.)	Q_{k0} (p.u.)	B_{sk} (p.u.)
1	PU	5,6	1,1	-9999	9999	0,0092	0,46	/
2	PQ	/	/	/	/	0,1	0,1	/
3	PQ	/	/	/	/	0,1	0,1	/
4	PQ	/	/	/	/	0,1	0,1	/
5	PQ	/	/	/	/	0,1	0,1	/
6	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
7	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
8	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
9	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
10	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
11	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
12	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
13	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/
14	PQ	/	/	/	/	0,3	0,2	/

Tab. 9.2: Sistem S14, podatki za vode.

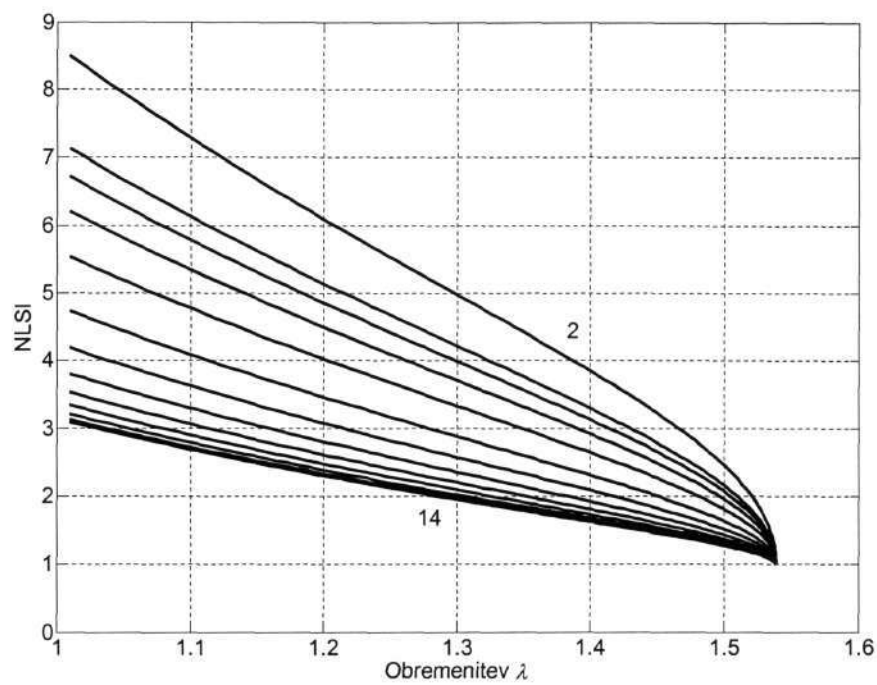
št. vozlišča i	št. vozlišča k	tip	R_{ik} (p.u.)	X_{ik} (p.u.)	B_{sik} (p.u.)
1	2	vod	0,0010	0,0250	/
2	3	vod	0,0004	0,0051	/
3	4	vod	0,0002	0,0020	/
4	5	vod	0,0002	0,0030	/
5	6	vod	0,0004	0,0050	/
6	7	vod	0,0030	0,0086	/
7	8	vod	0,0040	0,0086	/
8	9	vod	0,0050	0,0086	/
9	10	vod	0,0050	0,0086	/
10	11	vod	0,0040	0,0086	/
11	12	vod	0,0040	0,0086	/
12	13	vod	0,0040	0,0086	/
13	14	vod	0,0040	0,0086	/



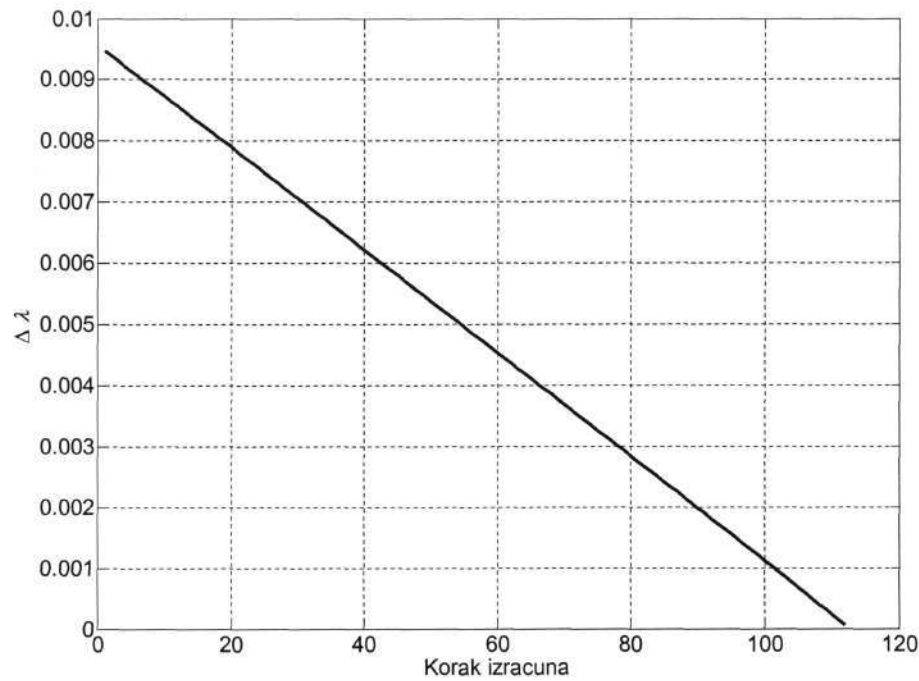
Sl. 9.2: Sistem S14, indeks ILSI za vsa vozlišča.



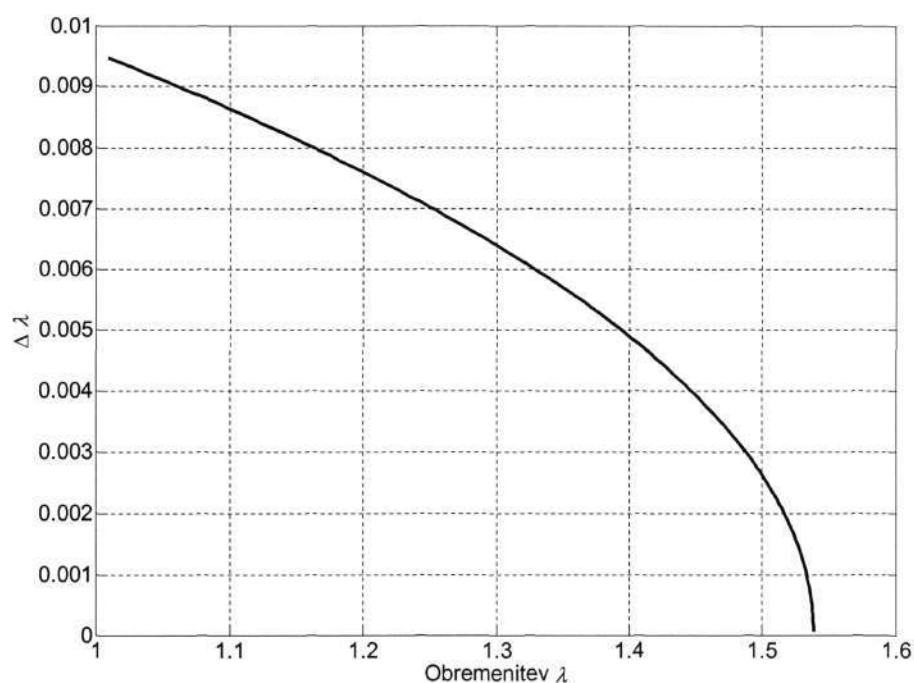
Sl. 9.3: Sistem S14, indeks MLSI za vsa vozlišča.



Sl. 9.4: Sistem S14, indeks NLSI za vsa vozlišča.



Sl. 9.5: Sistem S14, sprememba obremenitve v odvisnosti od koraka izračuna.



Sl. 9.6: Sistem S14, sprememba obremenitve v odvisnosti od obremenitve.

9.3 Podatki in rezultati za sistem S30

Tab. 9.3: Sistem S30, podatki za vozlišča.

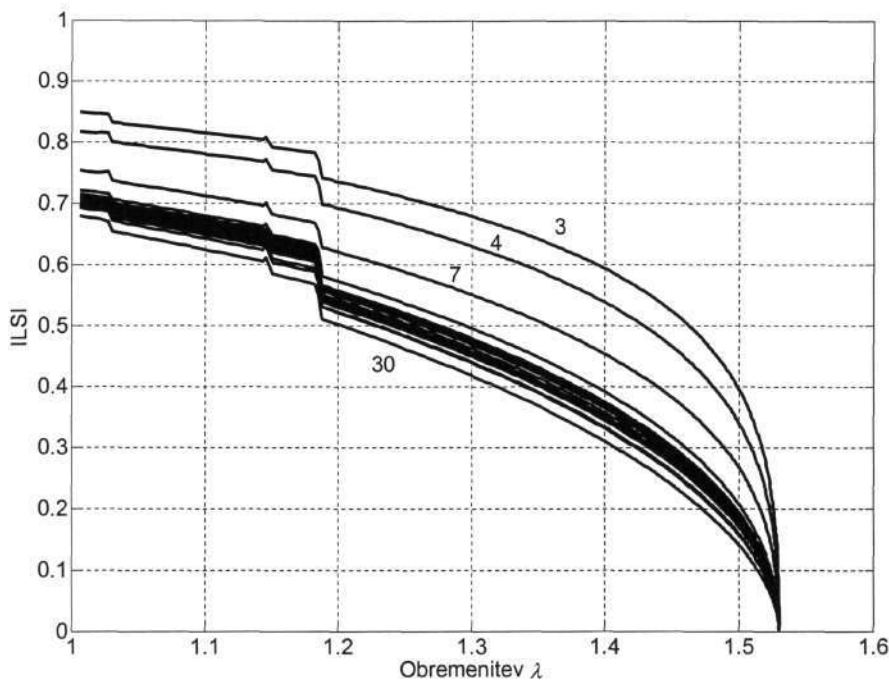
št. vozlišča	tip	P_{g0} (p.u.)	U_g (p.u.)	Q_{gmin} (p.u.)	Q_{gmax} (p.u.)	P_{k0} (p.u.)	Q_{k0} (p.u.)	B_{sk} (p.u.)
1	PU	2,61	1,06	-9999	9999	/	/	/
2	PU	0,4	1,045	-0,40	0,50	0,217	0,127	/
3	PQ	/	/	/	/	0,024	0,012	/
4	PQ	/	/	/	/	0,076	0,016	/
5	PU	0	1,010	-0,40	0,40	0,942	0,190	/
6	PQ	/	/	/	/	/	/	/
7	PQ	/	/	/	/	0,228	0,109	/
8	PU	0	1,010	-0,10	0,40	0,300	0,300	/
9	PQ	/	/	/	/	/	/	/
10	PQ	/	/	/	/	0,058	0,020	0,19
11	PU	0	1,082	-0,06	0,24	/	/	/
12	PQ	/	/	/	/	0,112	0,075	/
13	PU	0	1,071	-0,06	0,24	/	/	/
14	PQ	/	/	/	/	0,062	0,016	/

15	PQ	/	/	/	/	0,082	0,025	/
16	PQ	/	/	/	/	0,035	0,018	/
17	PQ	/	/	/	/	0,090	0,058	/
18	PQ	/	/	/	/	0,032	0,009	/
19	PQ	/	/	/	/	0,095	0,034	/
20	PQ	/	/	/	/	0,022	0,007	/
21	PQ	/	/	/	/	0,175	0,112	/
22	PQ	/	/	/	/	/	/	/
23	PQ	/	/	/	/	0,032	0,016	/
24	PQ	/	/	/	/	0,087	0,067	0,043
25	PQ	/	/	/	/	/	/	/
26	PQ	/	/	/	/	0,035	0,023	/
27	PQ	/	/	/	/	/	/	/
28	PQ	/	/	/	/	/	/	/
29	PQ	/	/	/	/	0,024	0,009	/
30	PQ	/	/	/	/	0,106	0,019	/

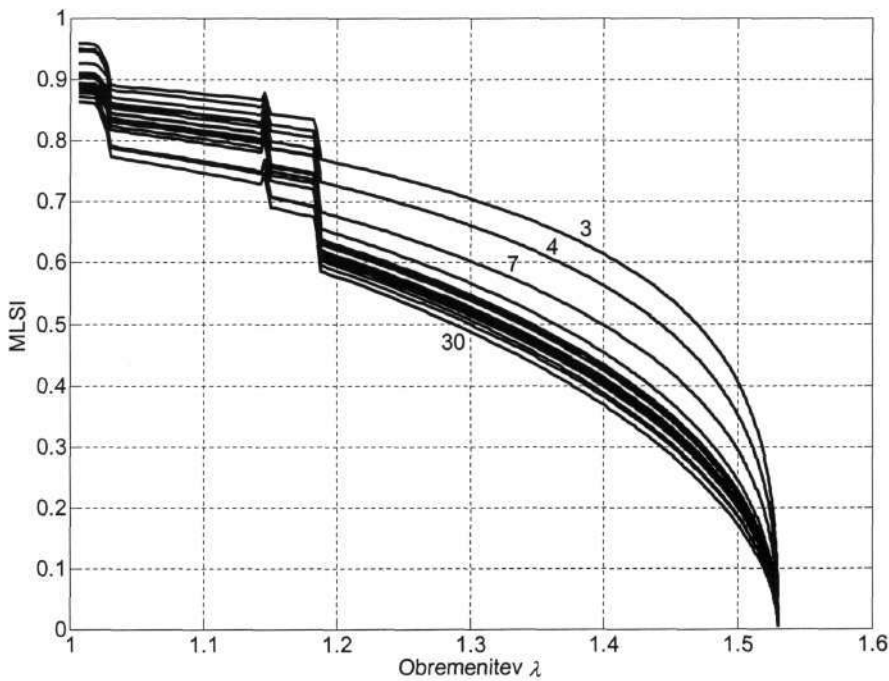
Tab. 9.4: Sistem S30, podatki za vode.

št. vozlišča i	št. vozlišča k	tip	R_{ik} (p.u.)	X_{ik} (p.u.)	B_{sik} (p.u.)
2	1	vod	0,01920	0,05750	0,05280
3	1	vod	0,04520	0,18520	0,04080
4	2	vod	0,05700	0,17370	0,03680
4	3	vod	0,01320	0,03790	0,00840
5	2	vod	0,04720	0,19830	0,04180
6	2	vod	0,05810	0,17630	0,03740
6	4	vod	0,01190	0,04140	0,00900
7	5	vod	0,04600	0,11600	0,02040
7	6	vod	0,02670	0,08200	0,01700
8	6	vod	0,01200	0,04200	0,00900
6	9	transformator	0,00000	0,20800	0,97800
6	10	transformator	0,00000	0,55600	0,96900
11	9	vod	0,00000	0,20800	/
10	9	vod	0,00000	0,11000	/
4	12	transformator	0,00000	0,25600	0,93200
13	12	transformator	0,00000	0,14000	0,00000
14	12	vod	0,12310	0,25590	/

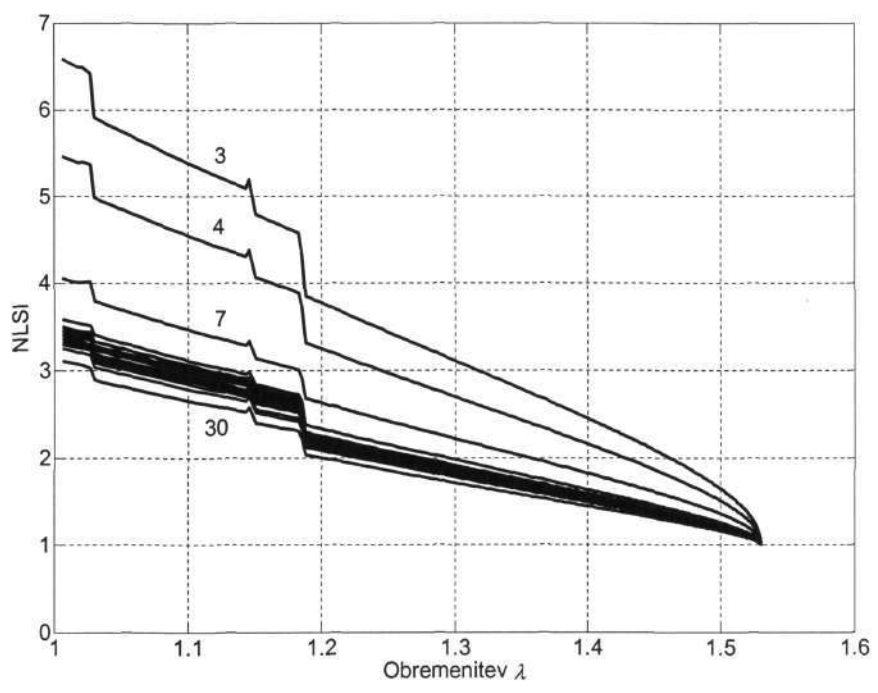
15	12	vod	0,06620	0,13040	/
16	12	vod	0,09450	0,19870	/
15	14	vod	0,22100	0,19970	/
17	16	vod	0,05240	0,19230	/
18	15	vod	0,10730	0,21850	/
19	18	vod	0,06390	0,12920	/
20	19	vod	0,03400	0,06800	/
20	10	vod	0,09360	0,20900	/
17	10	vod	0,03240	0,08450	/
21	10	vod	0,03480	0,07490	/
22	10	vod	0,07270	0,14990	/
22	21	vod	0,01160	0,02360	/
23	15	vod	0,10000	0,20200	/
24	22	vod	0,11500	0,17900	/
24	23	vod	0,13200	0,27000	/
25	24	vod	0,18850	0,32920	/
26	25	vod	0,25440	0,38000	/
27	25	vod	0,10930	0,20870	/
28	27	transformator	0,00000	0,39600	0,96800
29	27	vod	0,21980	0,41530	/
30	27	vod	0,32020	0,60270	/
30	29	vod	0,23990	0,45330	/
28	8	vod	0,06360	0,20000	0,04280
28	6	vod	0,01690	0,05990	0,01300



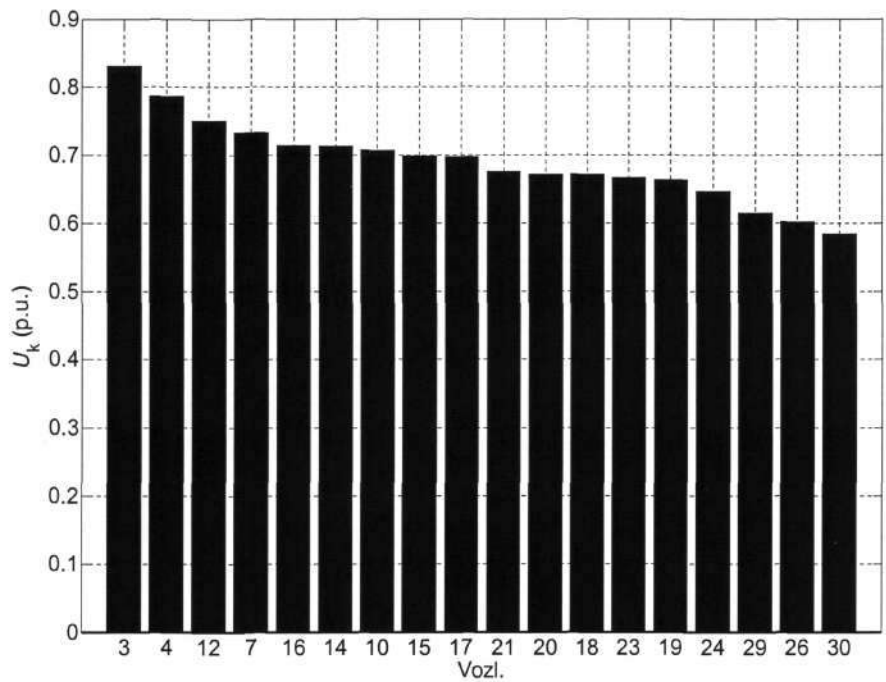
Sl. 9.7: Sistem S30, indeks ILSI za vsa bremenska vozlišča.



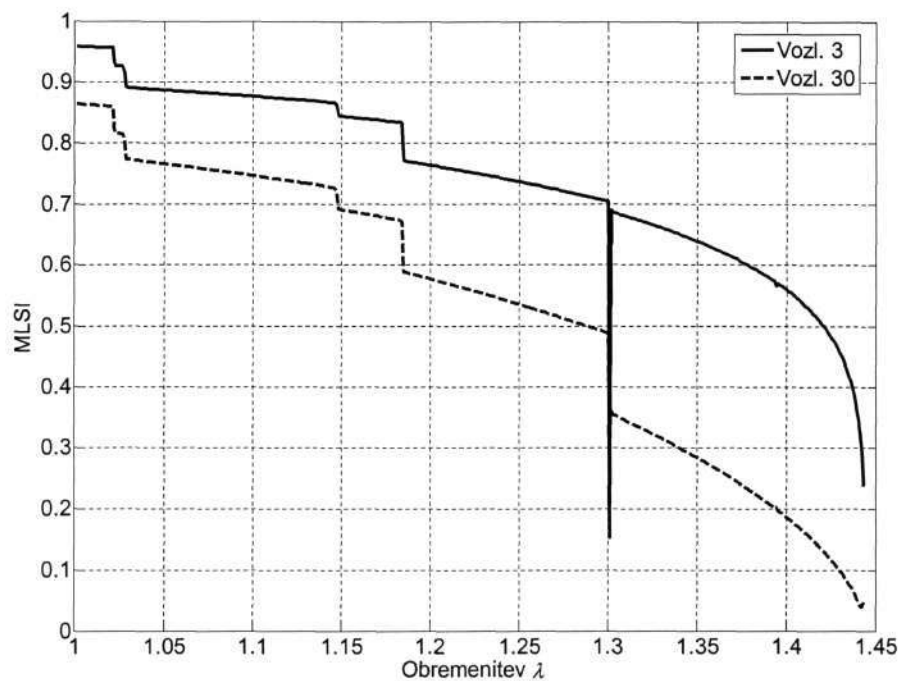
Sl. 9.8: Sistem S30, indeks MLSI za vsa bremenska vozlišča.



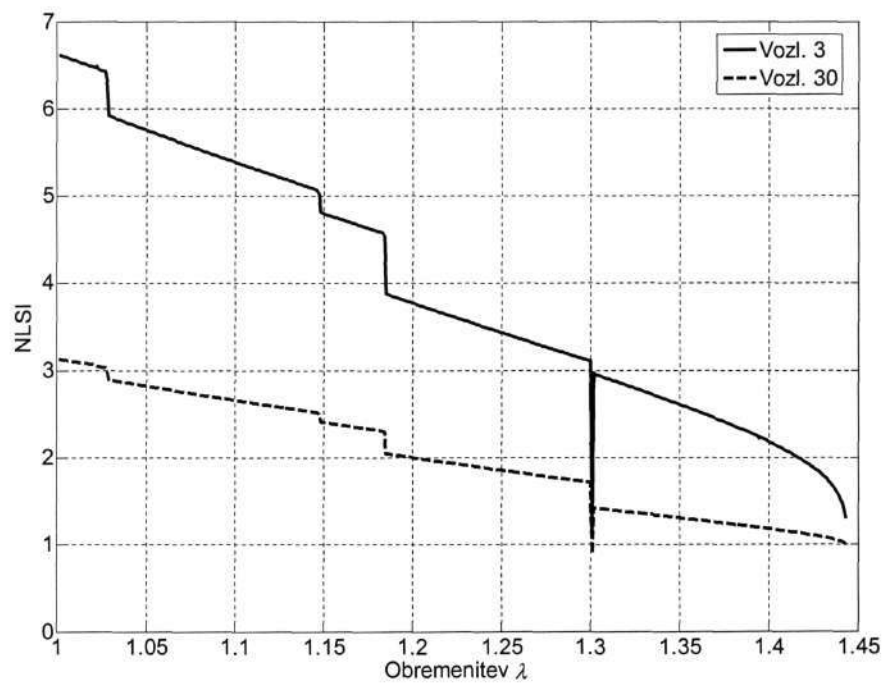
Sl. 9.9: Sistem S30, indeks NLSI za vsa bremenska vozlišča.



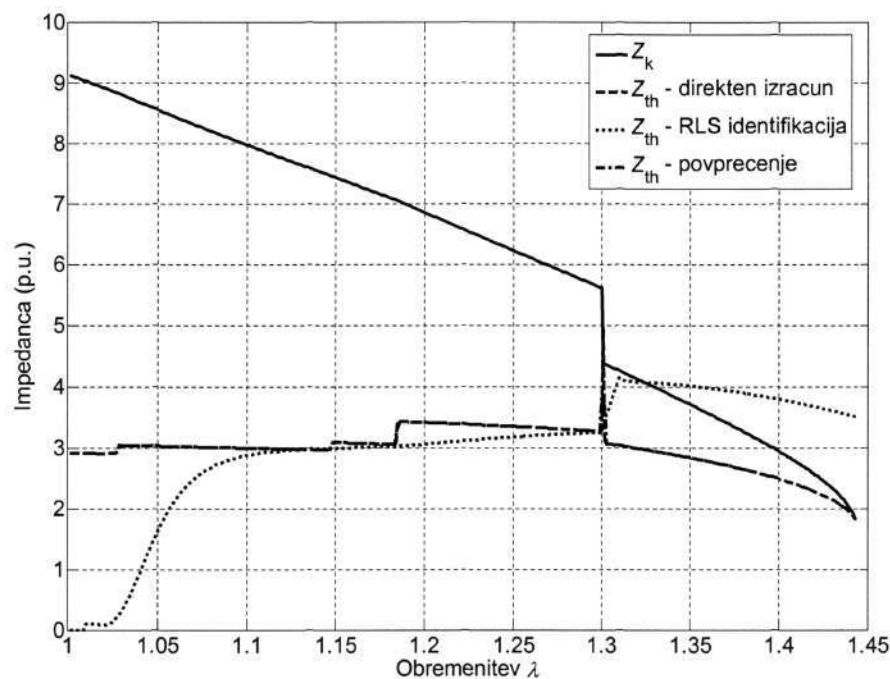
Sl. 9.10: Sistem S30, napetost bremenskih vozlišč za zadnjo obremenitev pred zlomom.



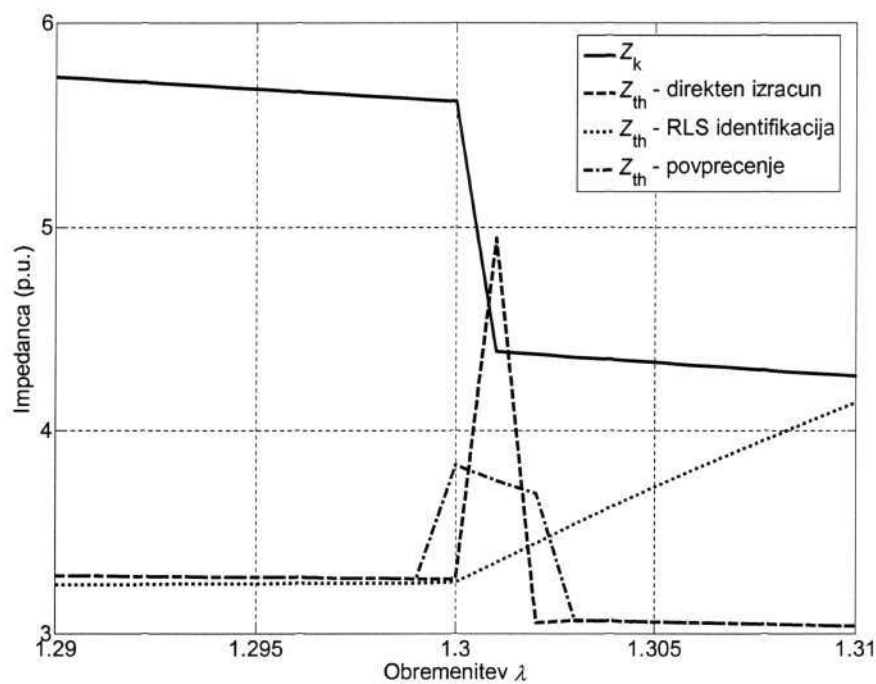
Sl. 9.11: Sistem S30, potek MLSI-ja za vozlišči 3 in 30 pri izpadu voda 30–27.



Sl. 9.12: Sistem S30, potek NLSI-ja za vozlišči 3 in 30 pri izpadu voda 30–27.

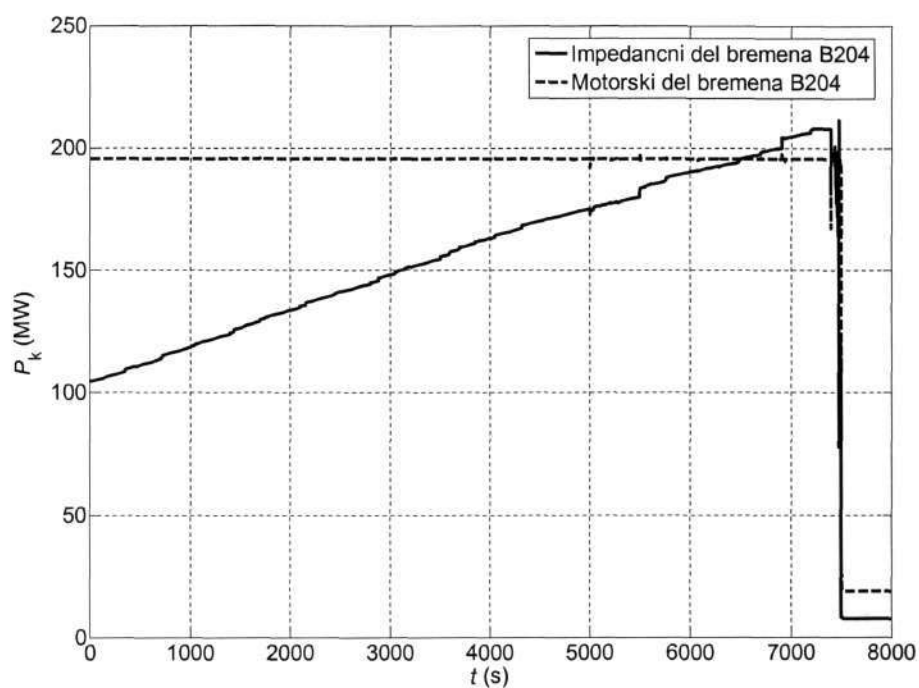


Sl. 9.13: Sistem S30, potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 30.

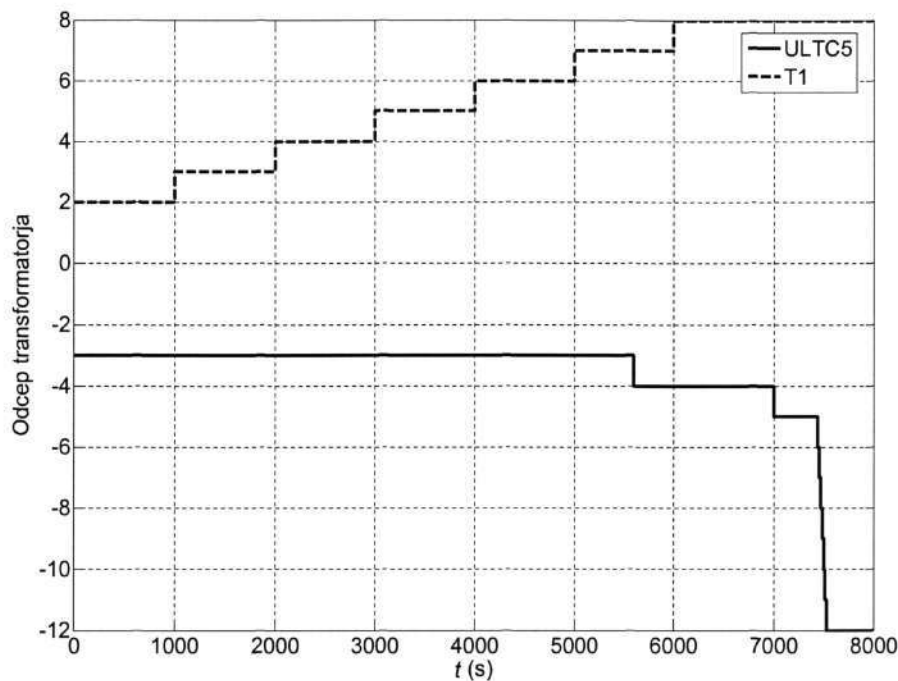


Sl. 9.14: Sistem S30, povečan potek bremenske in Theveninove impedance za vozlišče 30.

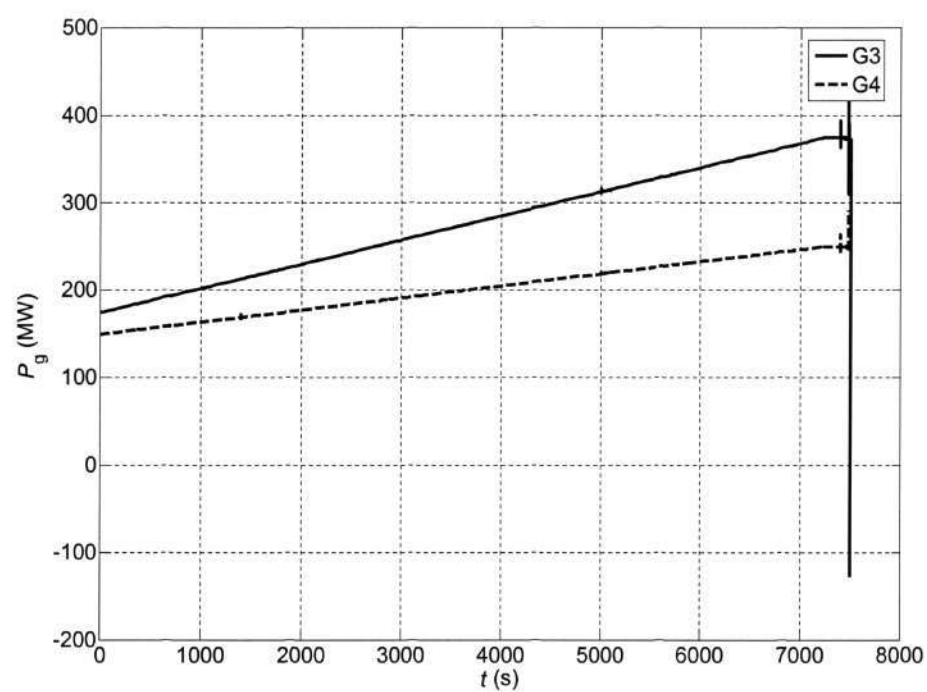
9.4 Rezultati za sistem D32



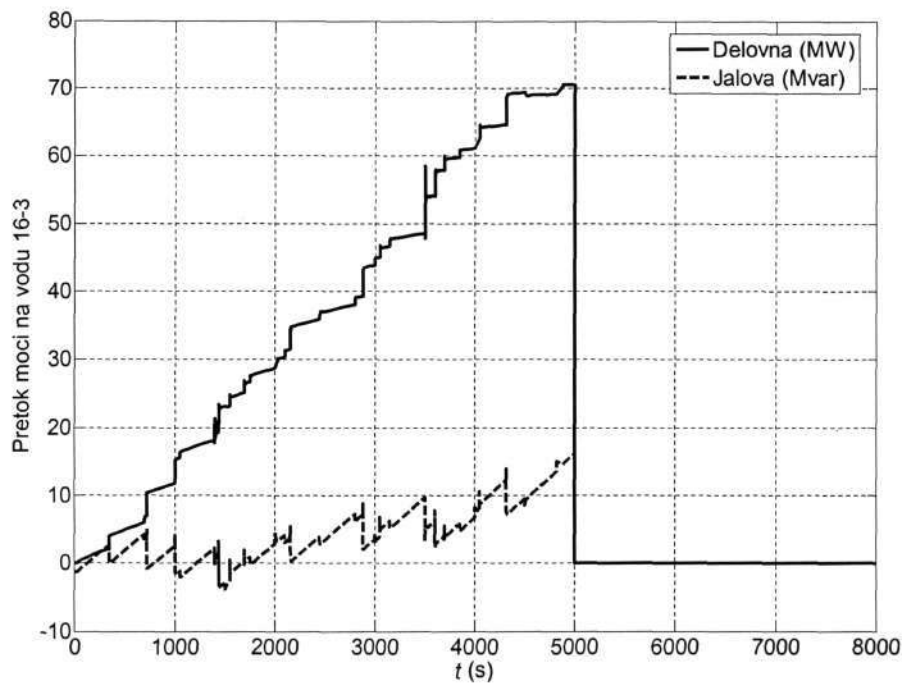
Sl. 9.15: Sistem D32, delovna moč impedančnega in motorskega dela bremena B204 v vozlišču 204.



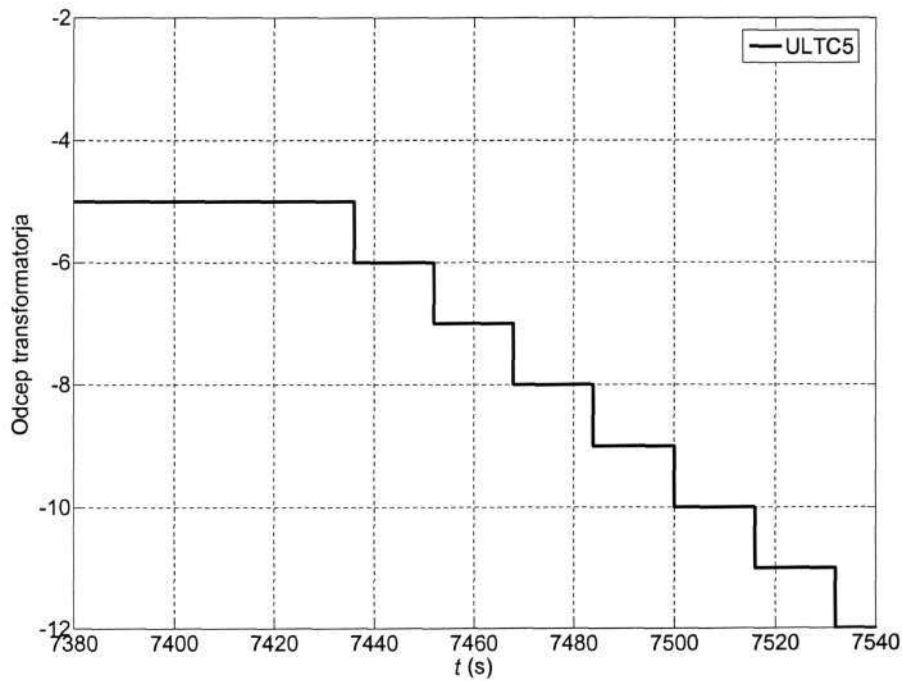
Sl. 9.16: Sistem D32, spremembe odcepov transformatorjev ULTC5 in T1.



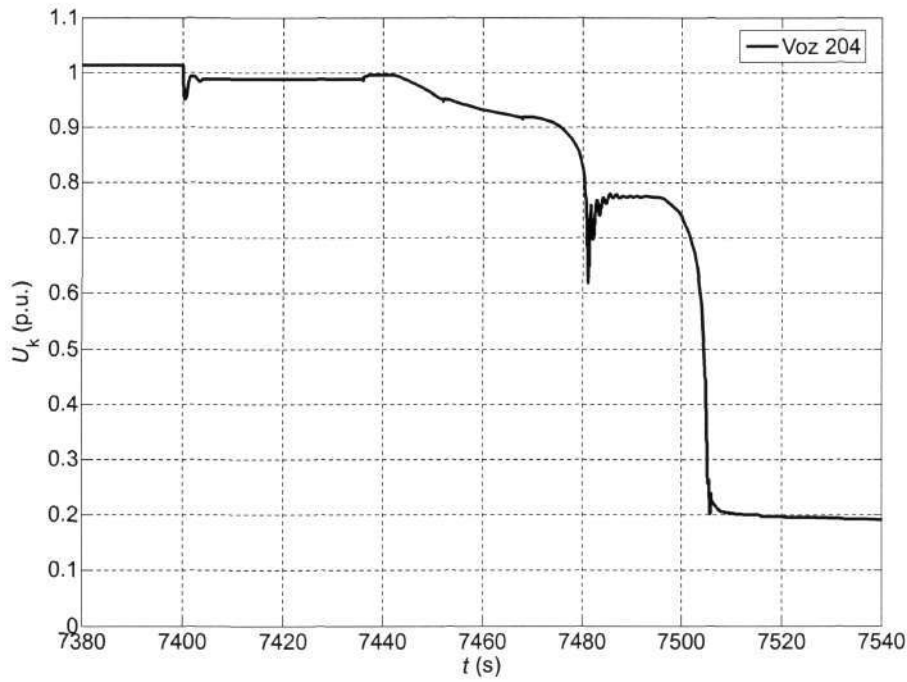
Sl. 9.17: Sistem D32, delovna moč generatorjev G3 in G4.



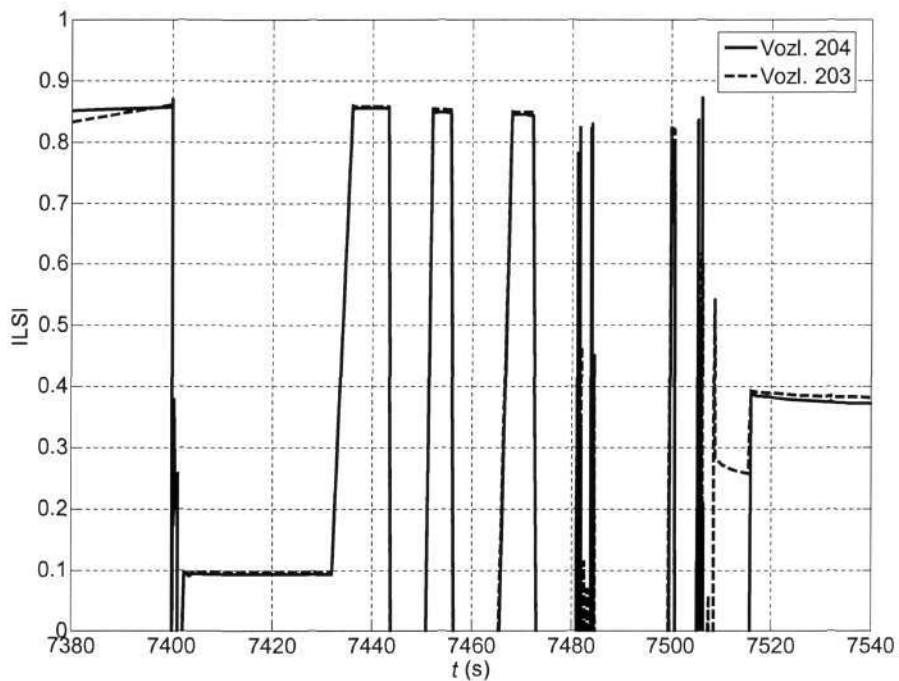
Sl. 9.18: Sistem D32, pretoki moči na vodu 16-3.



Sl. 9.19: Sistem D32, spremembe odcepov transformatorja ULTC5 po izpadu generatorja M2.

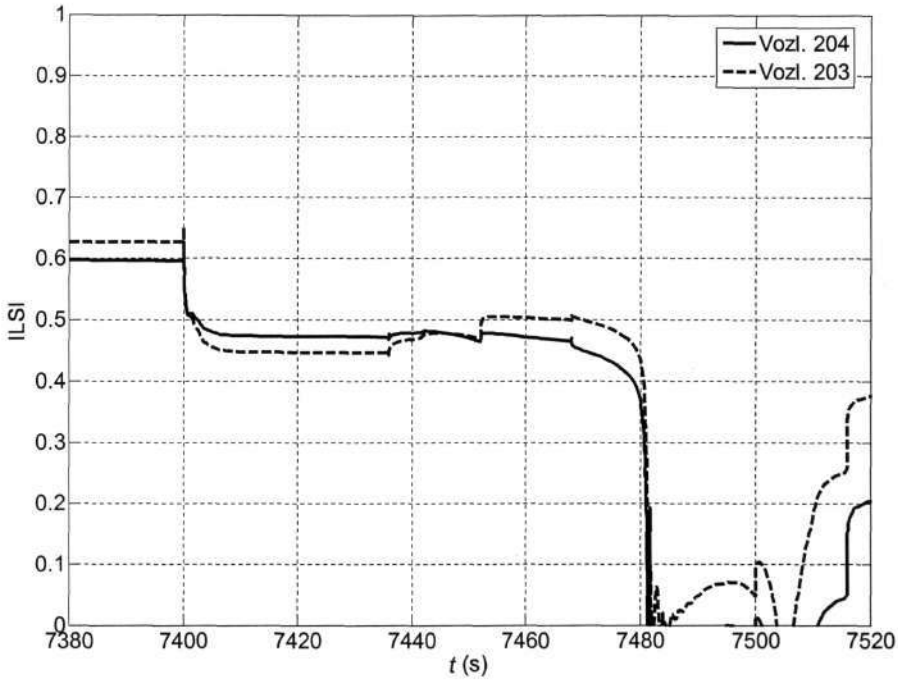


Sl. 9.20: Sistem D32, napetost vozlišča 204 po izpadu generatorja G2.

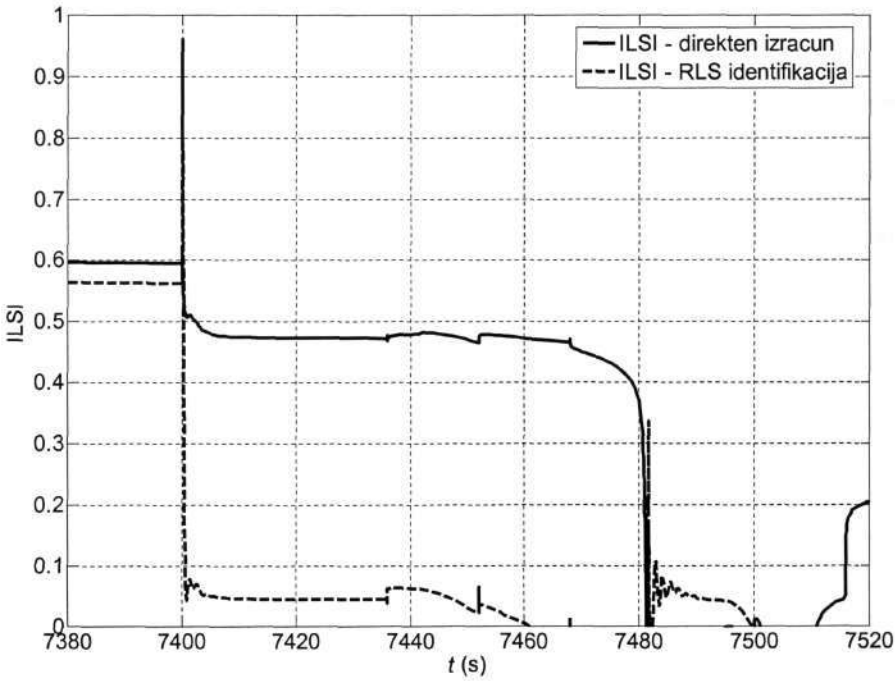


Sl. 9.21: Sistem D32, ILSI za vozlišči 204 in 203 po izpadu generatorja G2,

$$|\Delta L_{\text{kmin}}| = 0,015 \text{ p.u.}$$

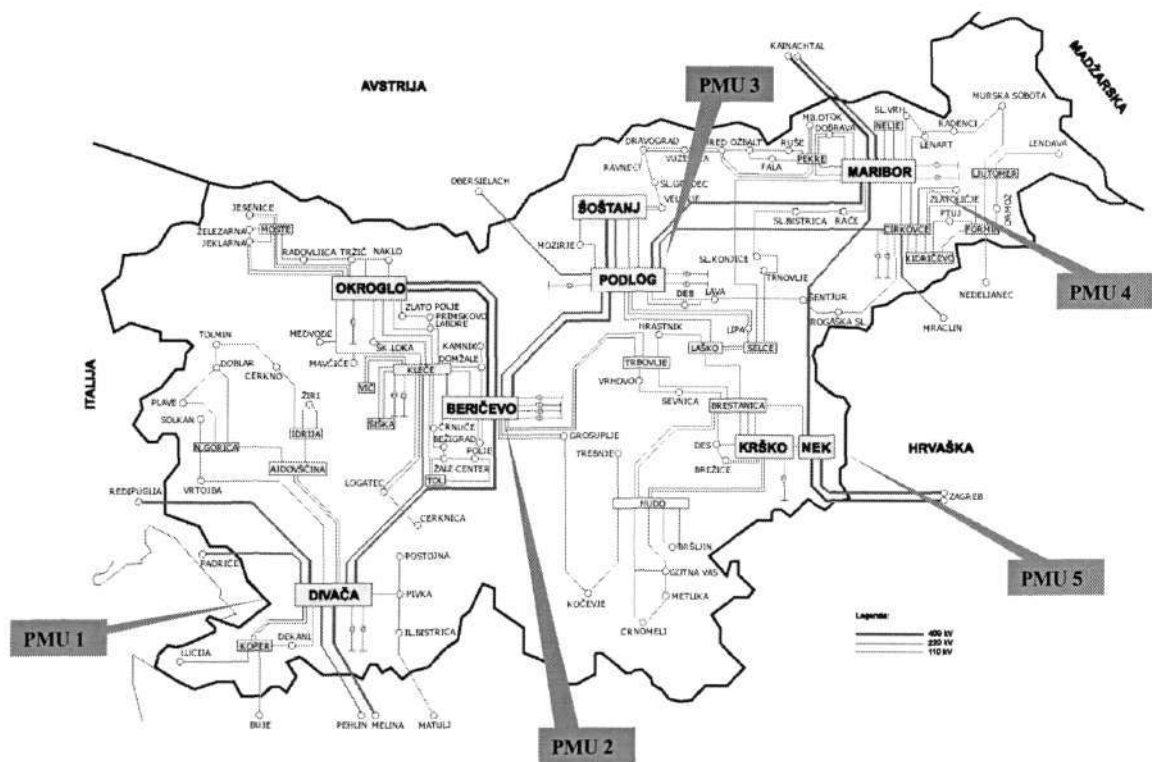


Sl. 9.22: Sistem D32, potek glajenega ILSI-ja za vozlišče 204 in 203 po izpadu generatorja G2, $|\Delta I_{kmin}| = 0,015$ p.u.

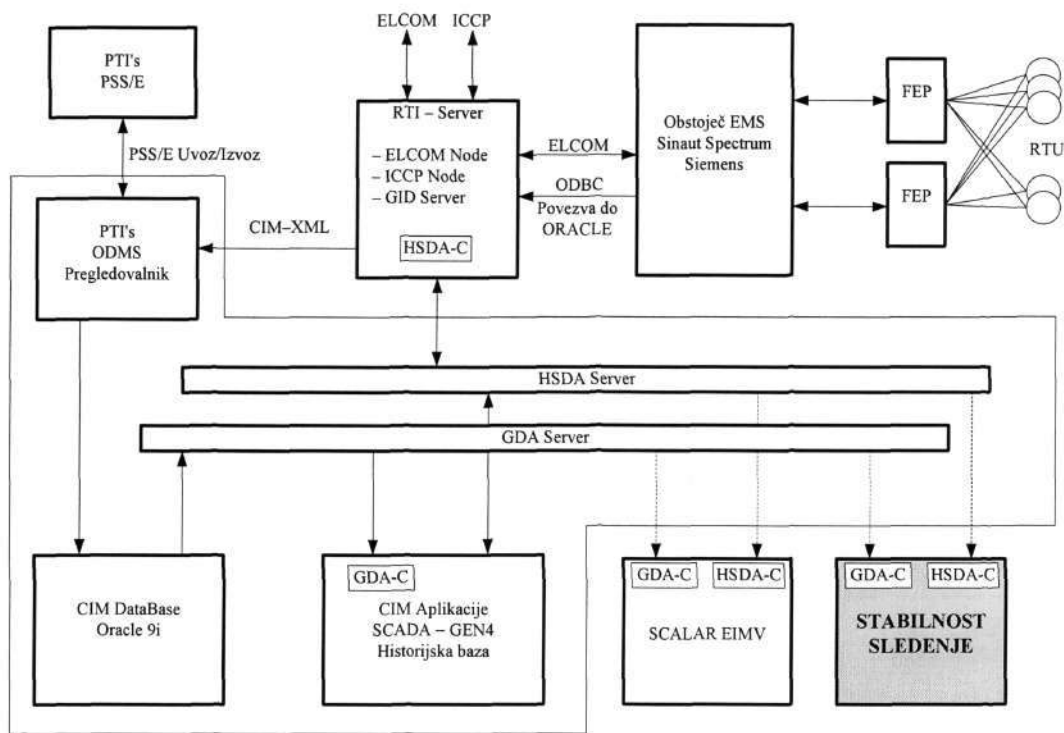


Sl. 9.23: Sistem D32, potek glajenega ILSI-ja izračunanega direktno in z RLS identifikacijo za vozlišče 204 po izpadu generatorja G2, $|\Delta I_{kmin}| = 0,015$ p.u.

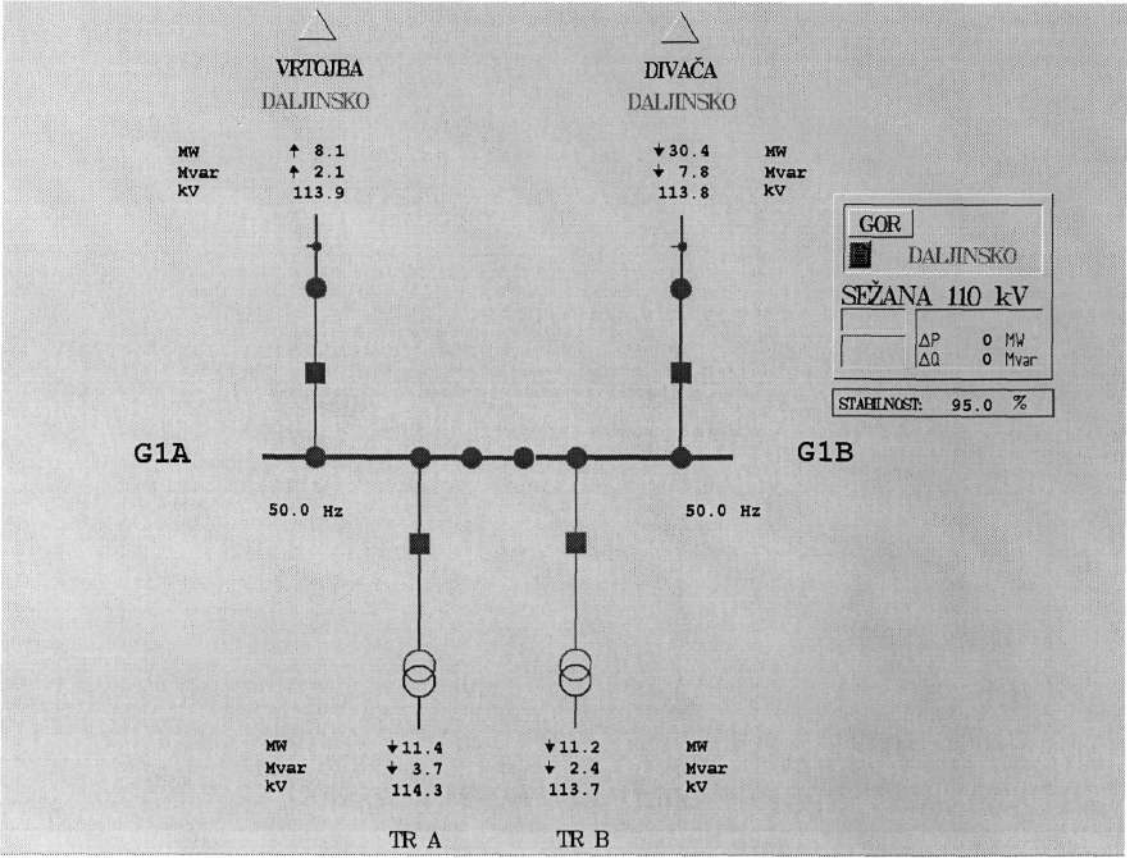
9.5 Uporaba lokalnih metod in LSI-jev



Sl. 9.24: Načrt vgradnje naprav za merjenje fazorjev v SLO sistemu.



Sl. 9.25: Uporaba CIM modela, GID vmesnikov, sporočilnih vodil in novih CIM kompatibilnih modulov v RCV Slovenije.



Sl. 9.26: Slika na SCADI RCV-ja Slovenije, sproten prikaz stabilnosti (STABILNOST) za 110 kV RTP Sežana.