

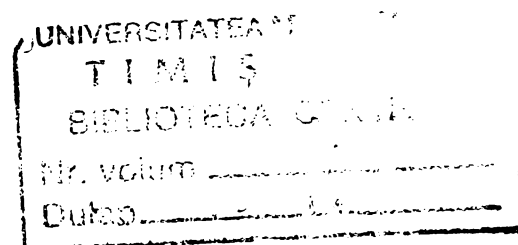
**UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA**

**ING. AURELIAN DODOC**

**ANALIZA, SINTEZA ȘI OPTIMIZAREA  
SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE**

**TEZĂ DE DOCTORAT**

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA



**CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC  
PROF. DR. ING. DAN PERJU**

**TIMIȘOARA  
2001**

## CUVÂNT ÎNAINTE

Rezultatele cercetărilor prezentate în cadrul acestei teze constituie o modestă contribuție adusă celui mai dinamic și complicat domeniu al construcției de aparate optice și anume proiectarea sistemelor optice variofocale.

Lucrarea nu ar fi putut fi finalizată fără înțelegerea, răbdarea și sprijinul soției mele Anna Maria, căreia îi mulțumesc din tot sufletul.

Toate momentele elaborării acestei teze au fost marcate puternic de îndrumarea permanentă, sprijinul și încurajarea distinsului meu conducător științific, Prof. Dr. Ing. Dan Perju, căruia îi adresez cele mai calde mulțumiri și îl asigur de o nemărginită recunoștință.

Mulțumirile cele mai sincere se adresează și domnului Prof. Dr. Ing. Ioan Nicoară, care m-a sfătuit, m-a încurajat cu perseverență și mi-a dovedit o nemeritată prietenie.

Domnilor referenți Prof. Dr. Ing. Ioan M. Popescu, de la Universitatea "Politehnica" din București și Prof. Dr. Ing. Col. Emil Crețu, de la Academia Tehnică Militară, le mulțumesc din toată inima și îi asigur de cea mai înaltă considerație, pentru onoarea pe care mi-au făcut-o, de a citi și aprecia prezenta teză.

Mulțumirile mele se adresează și colectivului Catedrei Organe de Mașini, Mecanisme și Mecanică Fină de la Universitatea "Politehnica" Timișoara, care m-a ajutat și încurajat cu ocazia prezentării referatelor.

Recunoștința mea se adresează și domnului Wolfgang Limbert, Director General al IBD / GTZ, pentru bunăvoința de a-mi acorda mult timp necesar studiului.

În mod cu totul deosebit doresc să mulțumesc părinților mei și le dedic această lucrare, în speranța că li s-a împlinit astfel, un frumos vis.

București, 20 ianuarie 2001

Aurelian Dodoc



# CUPRINS

	Pagina
<b>1. INTRODUCERE</b>	<b>1</b>
1.1. Stadiul științei și tehnicii în domeniul dezvoltării sistemelor optice variofocale	1
1.2. Obiectivele tezei de doctorat	4
1.3. Conținutul lucrării	4
1.4. Notății speciale folosite în cadrul lucrării	5
<b>2. SINTEZA SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE</b>	<b>6</b>
2.1. Definirea sintezei	6
2.2. Etapele sintezei	6
2.3. Principii de proiectare a sistemelor optice variofocale	7
2.4. Structura modulară a unui sistem variofocal	8
2.5. Caracteristicile generale ale sistemelor variofocale	10
2.6. Clasificarea obiectivelor	11
2.7. Scheme optice de referință pentru sisteme optice variofocale	12
2.8. Sinteza gaussiană a sistemelor optice variofocale	18
2.8.1. Deplasări în sisteme optice variofocale	18
2.8.2. Ecuația zoom diferențială	19
2.8.3. Acțiunile optice ale modulelor sistemelor variofocale	19
2.8.3.1. Modulul focator	19
2.8.3.2. Modulul variator	20
2.8.3.3. Modulul compensator	24
2.8.3.4. Modulul releu	28
2.8.3.5. Modulul zoom	29
2.8.4. Sinteza gaussiană a sistemelor variofocale cu domeniul de variație extins	34
2.8.4.1. Sinteza gaussiană a sistemelor de tip P - N - P	35
2.8.4.2. Sinteza gaussiană a sistemelor de tip N - P - N	39
2.8.4.3. Sinteza gaussiană a sistemelor detensionate, cu deplasări relaxate	39
2.9. Determinarea limitelor fundamentale ale unui sistem optic variofocal	44
2.10. Sinteza seideliană	52
2.10.1. Obiectivul sintezei seideliene	52
2.10.2. Metodologia sintezei seideliene	52
2.10.3. Stabilirea structurii modulelor	54
2.10.4. Sinteza clasică	55
2.10.4.1. Strategii pentru compensarea aberațiilor	55
2.10.4.2. Calculul modulelor	57
2.10.4.3. Poziționarea modulelor	63
2.10.4.4. Optimizarea factorilor de formă	63
2.10.4.5. Calculul razelor de curbură	63
2.10.4.6. Transformarea lentilelor infinit subțiri în lentile groase	64

2.10.4.7.	Repoziționarea lentilelor și modulelor în sistem	64
2.10.5.	Sinteza adaptivă	65
2.10.5.1.	Sistemul hibrid	65
2.10.5.2.	Introducerea resurselor și adaptarea sistemului	65
2.10.6.	Analiza și optimizarea seideliană	69
2.10.6.1.	Aberațiile de ordinul III	69
2.10.6.2.	Aberațiile pupilare și importanța lor	70
2.10.6.3.	Funcția de merit	71
<b>3.</b>	<b>ANALIZA SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE</b>	<b>72</b>
3.1.	Parametrii constructivi ai sistemului optic	72
3.1.1.	Structura sistemului optic	72
3.1.2.	Limitarea fasciculelor de radiații	73
3.1.2.1.	Determinarea pupilelor ideale	74
3.1.2.2.	Determinarea pupilelor efective	75
3.2.	Evaluarea globală a calității imaginii	76
3.2.1.	Drumuirea vectorială	76
3.2.1.1.	Drumuirea razelor în spațiul obiect	76
3.2.1.2.	Determinarea punctului de intersecție dintre rază și dioptru	78
3.2.1.3.	Determinarea razei emergente	79
3.2.1.4.	Transferul la dioptrul următor	81
3.2.1.5.	Propagarea razelor în spațiul imagine	81
3.2.2.	Imaginea punctului și caracteristicile sale	82
3.2.2.1.	Aproximația geometrică - diagrama spoturilor	82
3.2.2.2.	Aproximația ondulatorie	84
3.2.3.	Funcția de transfer optic	93
<b>4.</b>	<b>CALITATEA UNUI SISTEM OPTIC VARIOFOCAL</b>	<b>95</b>
4.1.	Definiții	95
4.2.	Criterii locale	97
4.2.1.	Criterii deduse din diagrama spoturilor	97
4.2.2.	Criterii deduse din distribuția energiei	97
4.2.3.	Criterii deduse din funcția de transfer optic	98
4.3.	Criterii globale	98
4.4.	Valorile optime ale indicatorilor de calitate	99
<b>5.</b>	<b>OPTIMIZAREA SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE</b>	<b>101</b>
5.1.	Obiectul corecției automate	101
5.2.	Funcția de merit și componentele sale	102
5.2.1.	Funcțiile de calitate	102
5.2.2.	Funcțiile de comandă	105
5.3.	Metode de optimizare	108
5.3.1.	Mărimi caracteristice procesului de optimizare	108
5.3.2.	Condiții necesare și suficiente pentru minimul funcției de merit	108

5.3.3.	Modelarea funcției de merit	109
5.3.4.	Direcții descrescătoare ale funcției de merit	109
5.3.5.	Căutarea minimumului de-a lungul unei direcții descrescătoare	109
5.3.6.	Metode de optimizare neliniară	110
5.3.6.1.	Metoda celor mai mici pătrate amortizate	111
5.3.6.2.	Metoda cvasi Newton	118
5.3.7.	Condiții de oprire a algoritmilor de optimizare	122
<b>6.</b>	<b>APLICAȚII</b>	<b>123</b>
6.1.	Introducere	123
6.2.	O clasă de sisteme optice variofocale	124
6.3.	Sinteza, analiza și optimizarea unor sisteme reprezentative	126
6.3.1.	Sistemul NPN35-4D	126
6.3.1.1.	Structura gaussiană. Configurațiile	126
6.3.1.2.	Formarea sistemului hibrid	131
6.3.1.3.	Analiza sistemului hibrid	133
6.3.1.4.	Introducerea resurselor și optimizarea	136
6.3.1.5.	Sistemul final	137
6.3.1.6.	Analiza sistemului final	138
6.3.2.	Sistemul PNN5P8	150
6.3.2.1.	Structura gaussiană. Configurațiile	150
6.3.2.2.	Formarea sistemului hibrid	155
6.3.2.3.	Analiza sistemului hibrid	157
6.3.2.4.	Introducerea resurselor și optimizarea	160
6.3.2.5.	Sistemul final	161
6.3.2.6.	Analiza sistemului final	162
<b>7.</b>	<b>CONCLUZII FINALE</b>	<b>175</b>
7.1.	Contribuția autorului	175
7.2.	Noi direcții de dezvoltare	177
<b>8.</b>	<b>BIBLIOGRAFIE</b>	<b>178</b>



## 1. INTRODUCERE

### 1.1. STADIUL ȘTIINȚEI ȘI TEHNICII ÎN DOMENIUL DEZVOLTĂRII SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE

Primele încercări de a realiza sisteme optice cu distanță focală continuu variabilă, la care planul imagine are o poziție cu abateri controlate au fost făcute de Wüllner la sfârșitul secolului trecut (1888). În anul 1902, Allen [B35] a descris un sistem alcătuit dintr-un grup lenticular pozitiv care se deplasează între alte două grupuri fixe, determinând astfel o variație parabolică a poziției planului imagine, cu două puncte de compensare completă.

În anii care au urmat, opticienii și-au pus problema compensării deplasării planului imagine. Astfel, au apărut sisteme la care compensarea variației poziției planului imagine se realiza prin deplasarea acestui plan. Funcționarea acestor sisteme era asigurată de trei mișcări și anume: deplasarea unui grup pentru variația distanței focale, deplasarea planului imagine, pentru a se putea realiza o imagine cu aberații minime și eventual o mișcare care să asigure deschiderea diafragmei de apertură, în scopul obținerii unei imagini cu o luminozitate constantă. Complexitatea mecanică a acestor sisteme depășea cu mult complexitatea optică. Începând cu deceniul al patrulea, au apărut primele sisteme la care planul imagine avea mai multe puncte de compensare completă. Acestea erau sisteme la care două grupuri legate unitar se deplasează față de un grup fix, situat între acestea. Raportul maxim de variație a distanței focale a fost de 4.5; abaterea planului imagine nu a putut fi redusă sub 6% din distanța focală maximă, iar aberațiile de sfericitate, coma, astigmatism, cromatism și curbura de câmp nu au putut fi corectate pe tot domeniul de funcționare.

La sfârșitul deceniului al patrulea se face un pas important în dezvoltarea sistemelor optice, cu consecințe apreciabile asupra dezvoltării ulterioare a sistemelor variofocale - introducerea unui strat antireflex pe suprafețele în contact cu aerul. Astfel, drumul spre sisteme cu mai mult de trei simplete era deschis.

Dezvoltarea teoriei sintezei sistemelor variofocale a debutat la sfârșitul deceniului al șaselea prin remarcabilele articole ale lui Bergstein [DZ 1, 2, 3, 4]. Acesta a pus bazele proiectării sistemelor variofocale cu compensare optică. În deceniul al șaptelea, mai mulți autori au publicat articole privind sinteza sistemelor optice variofocale cu compensare optică. [DZ 30, 32, 33, 34, 35]. Sfârșitul deceniului al șaptelea a adus cu sine dezvoltarea completă a sistemelor variofocale cu compensare optică. Acestea sunt sisteme la care planul imagine are un număr finit de puncte de compensare completă, egal cu numărul de spații optice finite variabile.

În deceniul al șaptelea se face un pas nou înainte în domeniul acoperirilor antireflex și anume: introducerea acoperirilor multistrat. Astfel, au putut fi realizate sisteme complexe, cu 12 - 15 simplete.

Dacă în lucrările sale, Bergstein a introdus principiul conform căruia punctele de compensare completă trebuie să aibă o distribuție uniformă, pe întreg domeniul de funcționare, cu controlarea riguroasă a abaterii maxime a poziției planului imagine, Jamieson [DZ 16, 17] a introdus, prin lucrările sale, principiul distribuției uniforme a aberațiilor pe întreg domeniul de funcționare și controlarea nivelului maxim al acestora. Prin urmare, se poate spune că, în



deceniul al șaptelea, dezvoltarea sistemelor variofocale cu compensare optică a atins apogeul. Un exemplu îl reprezintă articolul lui Kienholz [DZ 20] din anul 1970, în care acesta a descris optimizarea unui sistem variofocal cu compensare optică cu ajutorul unui calculator.

Încercările de a elimina aberațiile pe întreg domeniul de funcționare au eșuat. Tot în acest deceniu, s-au cristalizat primele încercări de realizare a unor sisteme cu compensare mecanică. Într-un remarcabil studiu publicat de Yamaji [DZ 41] în anul 1967, a fost abordată problema analizei și sintezei acestui tip de sisteme. Încercări de proiectare a avut Jamieson [DZ 17] și Kingslake [M 29]. Dezvoltarea tehnicii de calcul automat și perfecționarea tehnologiei de realizare a camelor au condus la evoluția rapidă a acestor sisteme în deceniul al optulea. Printr-o serie de opt articole, publicate între anii 1977 și 1980, Besenmatter [DZ 5-12] a studiat în detaliu obiectivul Vario-Glaukar, realizat de firma Eumig. El a folosit diagrama Delano și diagrama de apertură, pentru prima dată la analiza deplasărilor, aberațiilor, vignetații și influenței primare a suprafețelor asferice la un obiectiv variofocal. Din nefericire, din studiul său, nu pot fi deduse nici o teorie generală a sintezei gaussiene și nici principiile sintezei seideliene. Cu toate acestea, lucrările lui Besenmatter au reprezentat o dezvoltare necesară, pentru aprofundarea cunoașterii acestor sisteme. Alte studii teoretice [DZ 15, 20, 21, 25] au contribuit la dezvoltarea teoriei acestor sisteme.

Dezvoltarea teoriei rămăsese mult în urma dezvoltării practice, efective, a acestor sisteme. În a doua jumătate a deceniului al optulea, firma germană Schneider a realizat sisteme variofocale de o complexitate considerabilă. Principiile funcționării acestor sisteme au fost descrise de Macher [DZ 26, 27]. Având factori de variație mari, realizați cu mai multe module zoom, aceste sisteme au un număr foarte mare de lentile (peste 20) cântărind peste 3.5 kg. Tehnologia acelor ani nu a permis însă realizarea precisă a suprafețelor asferice, a căror utilizare putea permite reducerea numărului lentilelor cu suprafețe sferice.

Un pas important înainte în dezvoltarea teoriei generale a acestor sisteme l-a făcut Tanaka, între anii 1982 și 1983, prin publicarea mai multor articole [DZ 35-38] asupra analizei deplasărilor în sisteme variofocale cu compensare mecanică. Metodologia poate fi aplicată însă doar sistemelor cu o singură mișcare variatorie.

În anul 1985 Kämmerer [DZ 19] a făcut o descriere sintetică a celor mai performante sisteme dezvoltate până în acel an. Se poate afirma că, în deceniul al nouălea sistemele optice variofocale cu compensare mecanică au cunoscut o răspândire fără precedent și a existat tendința de a înlocui, în toate aplicațiile, sistemele optice cu distanță focală fixă cu sisteme variofocale. Din nefericire, această dezvoltare nu a fost flancată de o dezvoltare similară a teoriei. Deceniul al nouălea s-a încheiat cu o evoluție fără precedent a numărului de brevete, introducerea suprafețelor asferice în sisteme cu mai multe grupuri mobile în condițiile unei dezvoltări similare a tehnicii de calcul. Nu s-a reușit însă compensarea aberațiilor pe tot domeniul.

Tendințele de dezvoltare a sistemelor variofocale în deceniul al zecelea s-au axat pe două direcții și anume:

- ⇒ realizarea unor sisteme ieftine, compacte, cu factor de variație mare, pentru camerele de luat vederi și aparate de fotografiat cu oglindă rabatabilă;

⇒ introducerea sistemelor zoom ca obiective ale aparatelor de fotografiat compacte.

Această dezvoltare nu se putea datora numai designului optic, ci a fost nevoie de un efect sinergetic între designul optic și dezvoltarea elementelor tehnice. Astfel:

- sisteme cu mai multe grupuri în mișcare nu au putut fi realizate decât cu tehnologii noi de fabricare a cameralor de înaltă precizie;
- sistemele cu mai multe suprafețe asferice nu au putut fi realizate fără tehnologiile moderne și ieftine de producere a suprafețelor asferice de precizie.

Ca exemplu pot fi menționate brevetele [B 1, 9, 22, 24, 27, 30, 31].

În anii 1995 și 1997 au fost organizate două conferințe internaționale pe tema sistemelor optice variofocale. În cele mai multe dintre lucrările publicate au fost prezentate sisteme pentru diferite aplicații, fără a fi justificată alegerea soluțiilor. În nici o lucrare nu se descrie o metodologie clară de proiectare. Totuși, mai mulți autori atacă unele probleme care până la acea dată, erau nerezolvate. Astfel, Kryszczynski [DZ 23] a prezentat o soluție pentru sinteza puterilor și a distanțelor din cadrul sintezei gaussiene. Metoda prezintă dezavantajul că modulul zoom se calculează unitar, în ipoteza că se cunosc pozițiile inițială și finală ale modulelor componente, fără a impune tipul acestora și deci fără a stăpâni efectiv și a stabili modul în care sistemul evoluează din poziția inițială în cea finală, în scopul varierii distanței focale.

O altă problemă, tratată de același autor [DZ 22], precum și de Chang și Shannon [DZ 13] și Mann [DZ 28] a reprezentat-o acțiunea aberațiilor pupilare asupra funcționării și calității sistemului. Deși în lucrările menționate au fost prezentate modalități de poziționare a diafragmei de apertură și influențe ale aberațiilor pupilare asupra calității imaginii, autorii nu au reușit să pună la punct o teorie pentru proiectarea sistemelor ținând cont de aceste aberații, în special la sistemele supraangulare.

O metodă elegantă de analiză a deplasărilor modulelor a fost publicată de ChunKan [DZ 14]. El a prezentat pentru prima oară o ecuație zoom diferențială și aplicațiile ei. Metoda este utilă pentru analiza deplasărilor și mai puțin pentru proiectare, deși autorul prezintă condițiile pe care parametrii sistemului trebuie să le satisfacă, pentru ca acesta să poată funcționa.

Încă de la începutul dezvoltării sistemelor variofocale, opticienii au încercat să obțină sisteme cu aberații neglijabile pe tot domeniul de variație, fără însă a putea obține rezultate notabile. De aceea, mai ales în ultimul deceniu, cercetătorii și-au pus problema dacă astfel de sisteme pot fi realizate. Preocupat de aplicațiile funcțiilor caracteristice, Walther a publicat mai multe lucrări în legătură cu acestea [AN 110-115]. În lucrarea sa [AN 115], apare pentru prima oară noțiunea de „aberații ireductibile” în sisteme optice folosite pentru mai multe mărimi transversale. Problema a fost tratată și de Forbes și Wallace [AN 23] precum și de Lasche și Stone [DZ 24]. Concluzia la care acești autori au ajuns, în mod unanim, este că la sistemele variofocale, există un nivel minim al aberațiilor care nu mai poate fi micșorat, indiferent de complexitatea sistemului (numărului de lentile). Aceste limite au fost numite „limite fundamentale”. Dacă în anul 1970, Walther [AN 113] descria, pentru prima oară, „drumuirea falsă” prin module optice reprezentate de dezvoltări în serie ale funcției caracteristice, 18 ani mai târziu [D 33], s-au făcut primele încercări, iar după 25 de ani această teorie a devenit parte integrantă din sinteza sistemelor optice variofocale.

## 1.2. OBIECTIVELE TEZEI DE DOCTORAT

În urma efectuării stadiului științei și tehnicii s-a constatat că volumul de informații disponibile în legătură cu sistemele variofocale se rezumă la un număr mare și în continuă creștere de brevete, un număr relativ mic de articole în revistele și manualele de specialitate și documentația unor programe de calcul automat a sistemelor optice. Toate aceste surse de informare tratează însă numai unele probleme speciale din cadrul analizei, sintezei sau optimizării și nu conțin teorii unitare și complete de calcul. În concluzie, la îndemâna inginerului optician nu există o metodologie completă și unitară de calcul a sistemelor optice variofocale.

Tinând cont de aceste considerente, ca obiective ale tezei de doctorat, autorul și-a propus să elaboreze o teorie unitară de calcul a sistemelor optice variofocale prin:

1. elaborarea unor noi metodologii de sinteză a sistemelor optice variofocale;
2. adaptarea teoriei analizei sistemelor optice la analizarea globală a sistemelor optice variofocale;
3. elaborarea unei noi metode de optimizare a sistemelor optice variofocale cu toate problematicile aferente.

Deoarece din cercetarea efectuată a rezultat faptul că sistemele optice variofocale se folosesc preponderent ca obiective pentru aparatele de fotografiat și camere video, teoria dezvoltată în cadrul tezei va fi aplicată acestor tipuri de sisteme.

În tabelul 1.1 sunt prezentate principalele probleme și stadiul lor actual de rezolvare.

## 1.3. CONȚINUTUL LUCRĂRII

Capitolul 1 este dedicat analizei stadiului științei și tehnicii, evidențierea obiectivelor tezei de doctorat precum și stadiul de rezolvare a problemelor cu evidențierea realizărilor și contribuțiilor proprii, notificarea simbolurilor folosite în cadrul tezei. Capitolul 2 este dedicat în întregime sintezei sistemelor variofocale, începând cu cea gaussiană și terminând cu cea seideliană. Capitolul 3 conține metodologia analizei cu punerea în evidență a indicatorilor de calitate specifici. Capitolul 4 tratează calitatea sistemelor optice variofocale și nivelul optim al indicatorilor de calitate. În capitol 5 este prezentată atât metoda clasică de optimizare - metoda celor mai mici pătrate, precum și o metodă nouă și metodologia formării unei funcții de merit convenabile. Capitolul 6 exemplifică metodologia prezentată prin aplicarea algoritmilor de calcul asupra unor sisteme variofocale reprezentative, calculate de autor. Ultimul capitol, 7, conține atât enumerarea contribuțiilor autorului la soluționarea problematicii sistemelor optice variofocale, cât și propuneri pentru noi direcții de cercetare rezultate. Bibliografia prezentată conține lucrări studiate de autor, care există efectiv în biblioteca acestuia.

În cadrul fiecărui capitol metodologia de calcul este prezentată sub forma unor algoritmi de calcul, care pot fi transpuși cu ușurință în orice limbaj de programare.

Stadiul actual de rezolvare al problematicii sistemelor optice variofocale este prezentat în tabelul 1.1.

Tabelul 1.1

Problemă	Rezolvată în literatură	Contribuție în cadrul tezei	Nerezolvată
<b>Sinteza gaussiană</b>			
Sinteza variatorului		●	
Sinteza compensatorului		●	
Sinteza s.o.v. cu domeniul extins		●	
Sinteza generală a SOV			●
<b>Analiza deplasărilor</b>			
În sisteme cu un variator	●		
În sisteme cu variatoare multiple			●
<b>Sinteza seideliană</b>			
Stabilirea structurii modulelor		●	
Strategii de compensare a aberațiilor		●	
Alegerea judicioasă a sticlelor		●	
Sinteza clasică a lentilelor grupurilor	●		
Alte metode de sinteză a lentilelor		●	
Sinteza ținând cont de aber. pupilare		●	●
<b>Analiza aberațiilor</b>			
Tipul aberațiilor	●		
Stabilizarea aberațiilor			●
Detensionarea sistemului		●	
Nivelul aberațiilor	●		
<b>Optimizarea SOV</b>			
Metode de optimizare		●	
Componenta funcției de merit		●	

#### 1.4. NOTAȚII SPECIALE FOLOSITE ÎN CADRUL LUCRĂRII

În mod intenționat, pentru simplificarea notațiilor, s-a notat pentru spațiul imagine  $f(\phi)$  în loc de  $f'(\phi')$  și  $\beta$  în loc de  $\beta'$ . Pentru spațiul obiect se folosește notația  $\bar{f}$  pentru distanța focală, iar mărirea transversală nu se utilizează. În unele situații însă, pentru a se evita confuziile, s-au folosit mărimi prime, pentru spațiul imagine.

De asemenea, în cadrul lucrării sunt prezentați o serie întreagă de algoritmi în trei forme de prezentare: pseudocod, schemă logică sau simplă enumerare a operațiilor succesive, în funcție de claritatea și complexitatea exprimării.

## 2. SINTEZA SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE

### 2.1. DEFINIREA SINTEZEI

Sinteza unui sistem optic este un proces în care sistemul optic este conceput sau reprojectat cu ajutorul teoriei analitice a imaginii. Rezultatul sintezei sistemului optic este structura sa.

### 2.2. ETAPELE SINTEZEI

Sinteza sistemelor optice variofocale este un proces care se realizează în etape, conform schemei propuse în figura 2.1, și cuprinde sinteza gaussiană și sinteza seideliană.

În cadrul sintezei gaussiene se determină justificat, pe baza caracteristicilor generale din tema de proiectare:

- tipul sistemului optic;
- schema optică cu module fictive;
- puterile modulelor și distanțele dintre acestea în pozițiile extreme;
- poziția diafragmei de deschidere și pozițiile pupilelor;
- deplasările grupurilor pentru variația distanței focale între limitele impuse;
- limitele fundamentale ale sistemului.

Rezultatul sintezei gaussiene este un sistem cu module fictive care, cu o structură de complexitate finită a grupurilor, structură care se determină în cadrul sintezei seideliene, poate satisface cerințele impuse pentru calitatea imaginii. Dacă în urma determinării limitelor fundamentale sistemul nu poate atinge performanțele dorite indiferent de complexitate, sinteza gaussiană trebuie reluată.

În cadrul sintezei seideliene se determină în dioptrica de ordinul III:

- structura fiecărui modul;
- strategia de compensare a aberațiilor;
- sticlele optice;
- puterile lentilelor modulelor;
- factorii de formă ai lentilelor;
- razele de curbură ale dioptrilor;
- grosimile lentilelor;
- nivelul aberațiilor de ordinul III;
- dioptri tensionați din sistem.

După transformarea modulelor fictive în module efective, se calculează nivelul aberațiilor și stabilitatea acestora pe tot domeniul de variație. Dacă nivelul și stabilitatea aberațiilor nu sunt satisfăcătoare, urmează un proces de reducere a nivelului și de stabilizare a aberațiilor în etapa optimizării seideliene. Rezultatul sintezei seideliene este un sistem optic cu aberațiile de ordinul III mici și stabile. Urmează analiza extraaxială și, în cazul în care nivelul aberațiilor nu este satisfăcător, se procedează la optimizarea extraaxială a aberațiilor.

## 2.3. PRINCIPII DE PROIECTARE A SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE

În cadrul acestei lucrări se vor folosi la proiectarea sistemelor optice variofocale trei principii:

- principiul relaxării deplasărilor;
- principiul detensionării puterilor;
- principiul detensionării dioptrilor.

Principiul detensionării se aplică atât la detensionarea puterilor lentilelor dintr-un modul, cât și la detensionarea dioptrilor. Dacă principiul detensionării dioptrilor a fost introdus în optică de Glatzel, atât principiul detensionării puterilor lentilelor dintr-un modul cât și principiul relaxării deplasărilor nu au fost introduse în optică până în prezent.

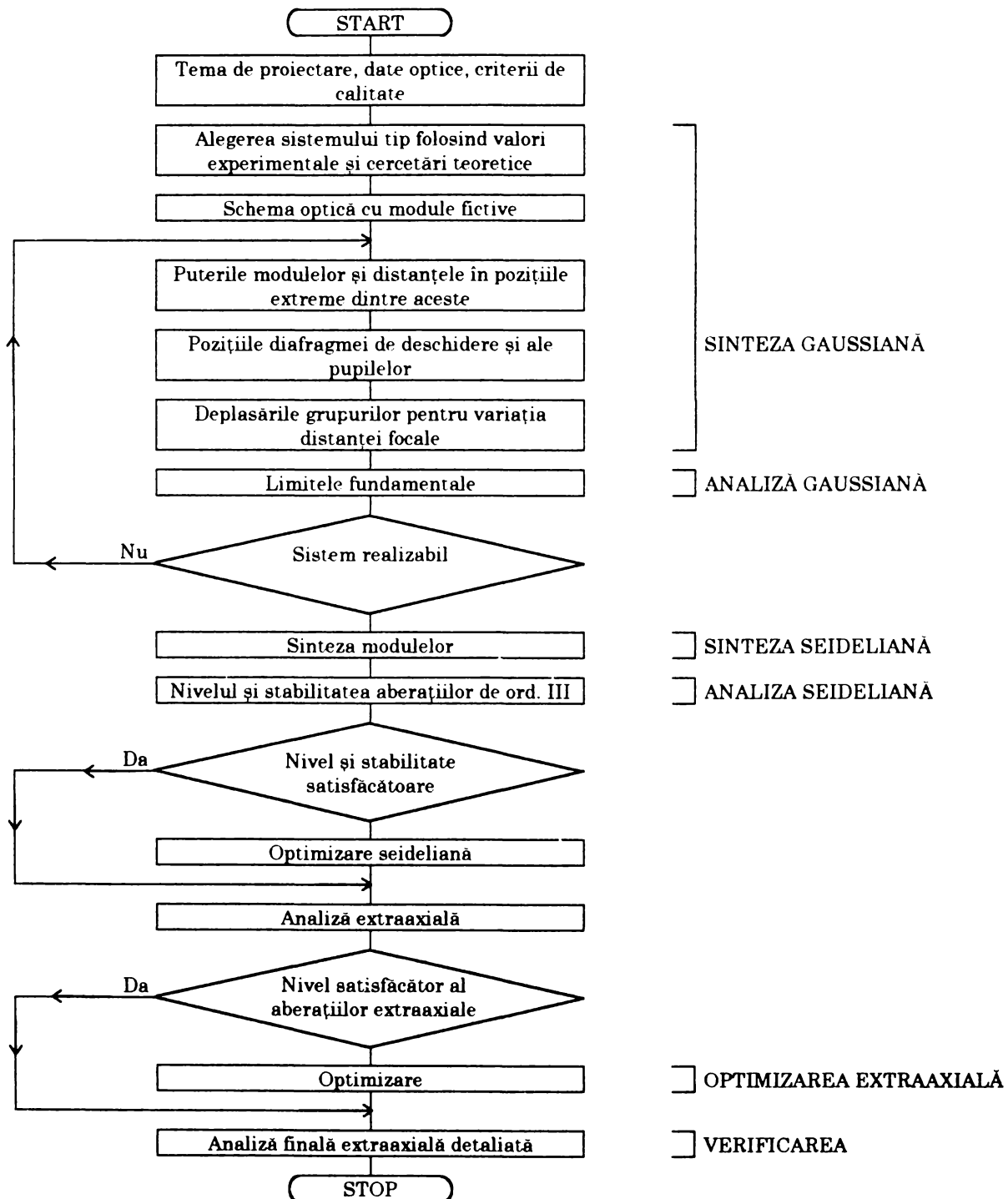


Fig. 2.1 Etapele sintezei sistemelor optice variofocale

## 2.4. STRUCTURA MODULARĂ A UNUI SISTEM VARIOFICAL

Proprietatea principală a unui sistem variofocal constă în capacitatea acestuia de a-și modifica continuu parametrii optici (mărire transversală, distanță focală, grosiment, etc.) între două limite, în condițiile menținerii neschimbate a poziției și calității imaginii.

Variația parametrilor optici se obține prin modificarea deplasării relative a componentelor optice care formează sistemul zoom.

Apare, astfel, necesitatea introducerii unui set de deplasări  $X_V = (x_{V1}, \dots, x_{VNV})$  pentru modificarea continuă a parametrilor optici variabili, numite deplasări variatorii. În scopul menținerii neschimbate a poziției și calității imaginii este necesară introducerea unui nou set de deplasări  $X_C = (x_{C1}, \dots, x_{CNC})$ , numite deplasări compensatorii, pentru rolul lor de a compensa modificările parametrilor optici constanți, determinate de mișcările variatorii.

În condițiile în care poziția obiectului nu este fixă, una din mișcările compensatorii este mișcarea de focusare. De asemenea, trebuie să existe posibilitatea modificării poziției imaginii.

Funcționalitatea unui sistem optic variofocal este deci determinată de existența în cadrul sistemului a unor grupuri funcționale numite și module [DZ 21], figura 2.2, și anume:

- modulul focator (realizează mișcarea de focusare);
- modulul variator (realizează mișcările variatorii);
- modulul compensator (realizează mișcările compensatorii);
- modulul releu (realizează poziționarea imaginii).

Modulul variator împreună cu modulul compensator formează modulul vario sau zoom. De asemenea, un sistem optic poate avea mai multe module zoom. Un exemplu îl constituie familia de obiective variofocale TV Variogon, realizate de firma Josef Schneider & Co [DZ 26], [DZ 27] și reprezentate în figurile 2.3.a și 2.3.b.

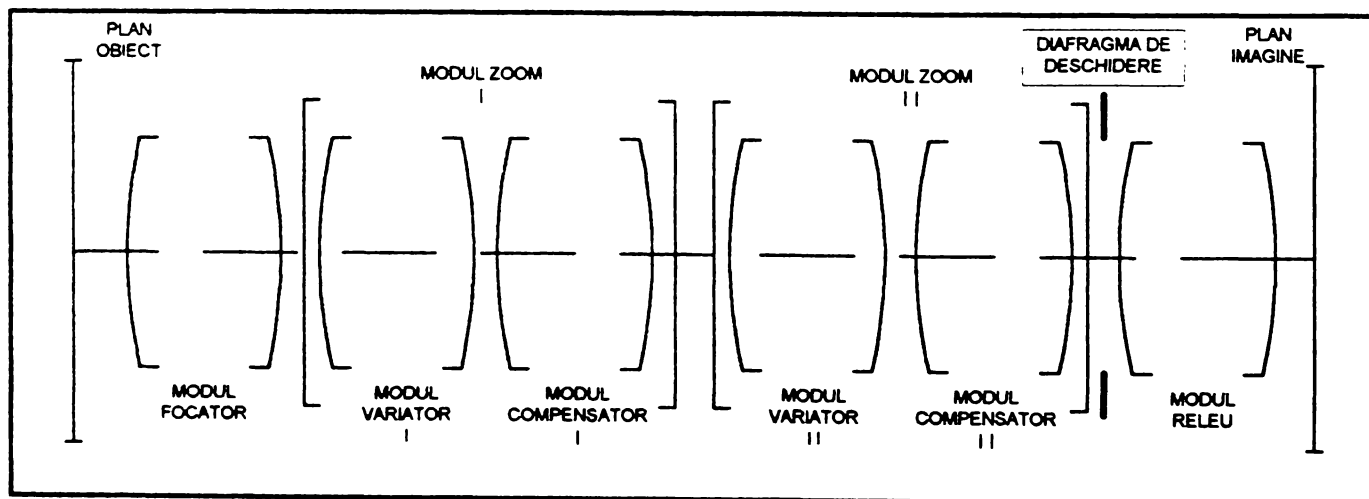


Fig. 2.2 Structura modulară a unui sistem optic variofocal

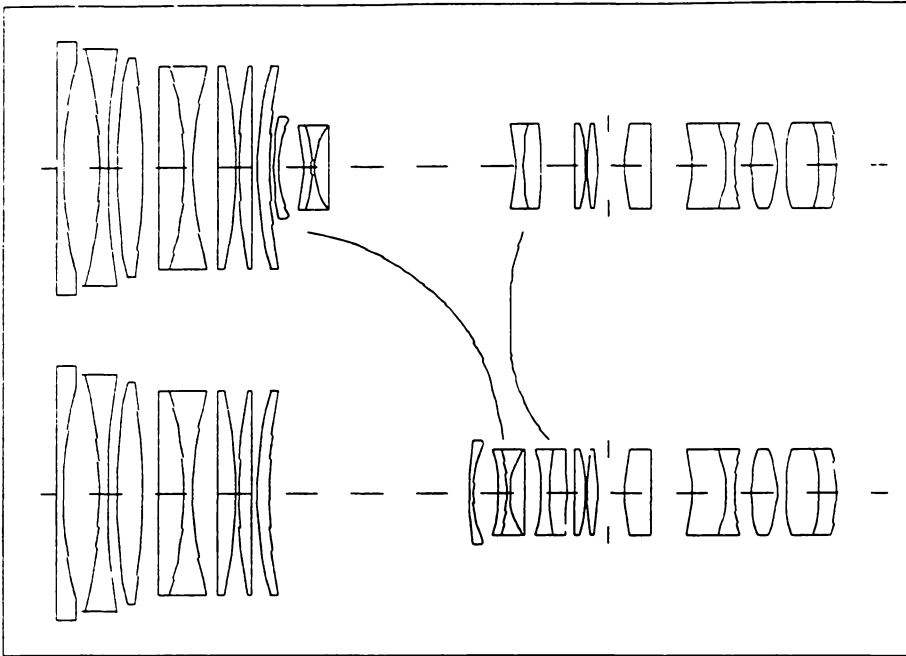


Fig. 2.3.a Obiectiv cu un modul zoom

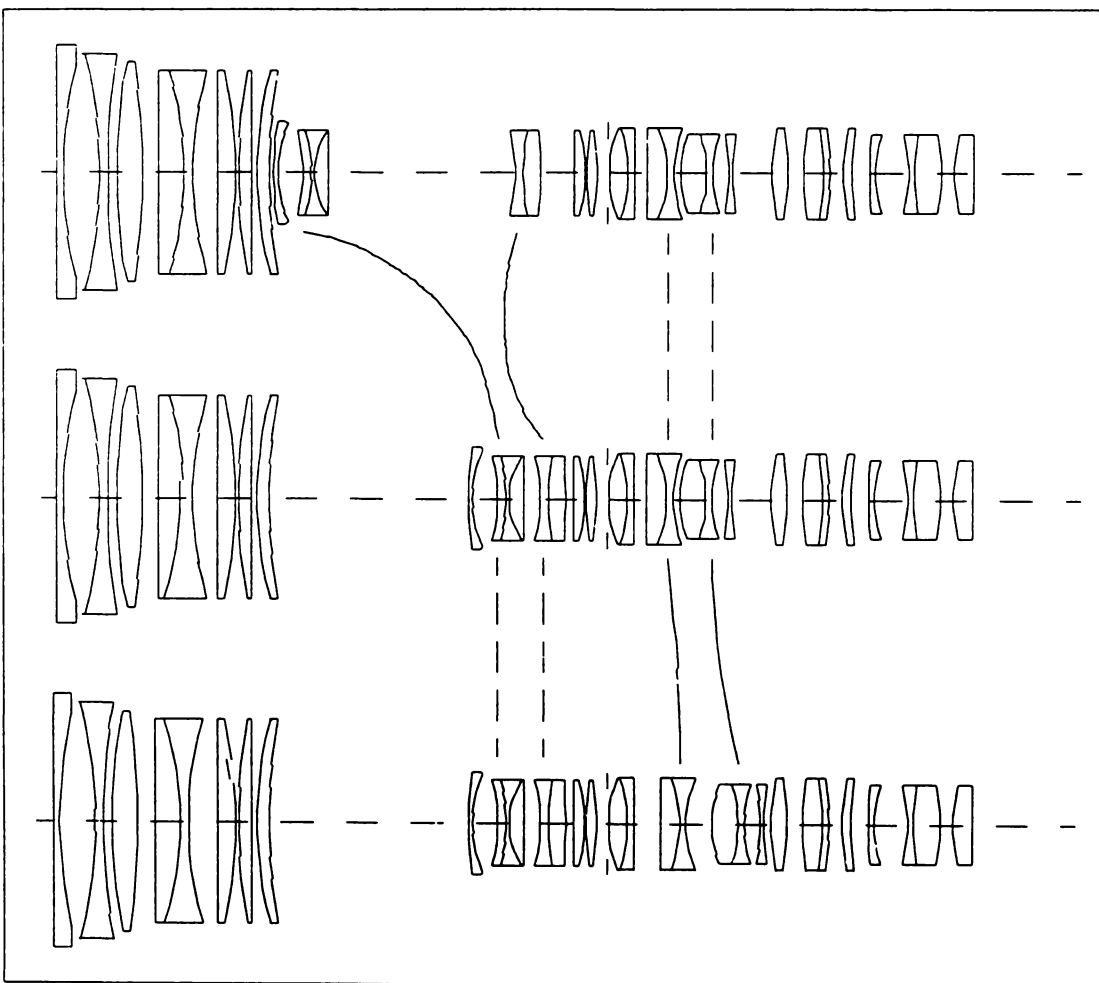


Fig. 2.3.b Obiectiv cu două module zoom



## 2.5. CARACTERISTICILE GENERALE ALE SISTEMELOR VARIOFOCALE

Caracteristicile generale ale unui obiectiv variofocal sunt:

- **Distanța focală  $f$**

Distanța focală variază între două limite  $f_{\text{MIN}} = f_{\text{W}}$  și  $f_{\text{MAX}} = f_{\text{T}}$  și deci aparține mulțimii  $Df = \{ f \mid f_{\text{W}} \leq f \leq f_{\text{T}} \}$ . Fiecare valoare  $f \in Df$  descrie o configurație a sistemului. Raportul  $V_z = f_{\text{T}} / f_{\text{W}}$  se numește factor de variație al distanței focale sau raport zoom.

- **Lungimea de undă  $\lambda$**

Lungimea de undă pentru care sistemul poate fi folosit variază între două limite  $\lambda_{\text{MIN}}$  și  $\lambda_{\text{MAX}}$  și deci aparține mulțimii  $D\lambda = \{ \lambda \mid \lambda_{\text{MIN}} \leq \lambda \leq \lambda_{\text{MAX}} \}$ . În general, evaluarea se face pentru trei lungimi de undă, nu neapărat extreme. Lungimea de undă mijlocie se consideră în general lungimea de undă principală (de referință). Dacă sistemul funcționează în lumină albă, atunci pentru evaluare se folosesc lungimile de undă  $\lambda_{\text{C}}$ ,  $\lambda_{\text{d}}$  și  $\lambda_{\text{F}}$ , cu  $\lambda_{\text{d}}$  lungime de undă principală (de referință).

- **Înălțimea imaginii  $y'$**

Înălțimea maximă a imaginii este dată de formatul receptorului folosit. În tabelul alăturat sunt indicate formatele unor receptori uzuali.

Receptor	Format [mm × mm]	$y'_{\text{MAX}}$ [mm]
Film	24 × 36	21.63
CCD 2/3"	8.6 × 6.4	5.36
CCD 1/2"	6.4 × 4.8	4
CCD 1/3"	4.8 × 3.6	3
CCD 1/4"	3.2 × 2.4	2

- **Câmpul unghiular  $\sigma_{\text{RPP}}$**

Pentru o anumită configurație se consideră că valoarea câmpului unghiular variază în funcție de înălțimea imaginii:

$\sigma_{\text{RPP}} \in D\sigma = \{ \sigma_{\text{RPP}} \mid 0 \leq \sigma_{\text{RPP}} \leq \sigma_{\text{RPP MAX}} \}$ . Valoarea maximă a câmpului este:  $\sigma_{\text{RPP MAX}} = \arctg(y'_{\text{MAX}} / f_{\text{CONFIGURATIE}})$ . În general evaluarea se face pentru trei valori ale câmpului: 0 (axă),  $1/2 \sigma_{\text{RPP MAX}}$  și  $\sigma_{\text{RPP MAX}}$ .

- **Numărul de deschidere  $N$**

În cadrul unei anumite configurații, numărul de deschidere variază în funcție de diametrul pupilei de intrare determinat de diametrul diafragmei  $N = f / D_{\text{pi}}$  și deci aparține mulțimii  $DN = \{ N \mid N_{\text{MIN}} \leq N \leq N_{\text{MAX}} \} = \{ N_{\text{MIN}}, 5.6, 8, 11, 16, \dots \}$ . În funcție de poziția diafragmei în sistem,  $N_{\text{MIN}}$  poate fi constant, indiferent de configurație, sau variabil, în funcție de configurație. Această variație nu depășește în general 40%. Evaluarea sistemului se face pentru trei valori ale numărului de deschidere.

- **Abscisa obiect  $a$**

Indiferent de configurație, abscisa obiect poate varia între o valoare

minimă  $a_{\text{MIN}}$  și o valoare maximă  $a_{\text{MAX}}$  și deci  $a \in Da = \{ a \mid a_{\text{MIN}} \leq a \leq a_{\text{MAX}} \}$ .

Pentru obiectivele aparatelor de fotografiat și camerelor de luat vederi  $a_{\text{MIN}} \approx 500 \text{ mm}$  și  $a_{\text{MAX}} = \infty$ .

- Distanța obiect - imagine  $C = OO'$
- Lungimea mecanică a obiectivului
- Numărul de lentile  $l$
- Numărul de grupuri  $g$
- Numărul de module  $m$
- Greutatea

Simbolizarea obiectivului se face prin următoarele caracteristici principale, care se gravează pe suprafața frontală a monturii:

**Denumire comercială**  $N_{MIN}^W \dots N_{MIN}^T / f_W \dots f_T$ .

Un sistem optic variofocal trebuie să satisfacă următoarele condiții:

1. distanța focală poate fi variată continuu între cele două limite prestabilite  $f_W$  și  $f_T$ ;
2. în procesul de variație a distanței focale se păstrează constantă distanța dintre planele obiect și imagine;
3. abscisa obiect poate fi variată continuu între cele două limite  $a_{MIN}$  și  $a_{MAX}$ ;
4.  $f > 0$ ;
5.  $a' > 0$  (abscisa imagine trebuie să fie pozitivă pentru, a se putea monta receptorul).

## 2.6. CLASIFICAREA OBIECTIVELOR

Obiectivele variofocale pot fi clasificate după mai multe criterii, la fel ca obiectivele cu distanță focală fixă, deoarece un obiectiv variofocal aflat într-o anumită configurație din domeniul său de existență, poate fi considerat un sistem cu distanță focală fixă. Cele mai importante criterii sunt: câmpul unghiular și distanța focală. Astfel, dacă în figura 2.4 se notează cu  $d$  diagonala formatului, atunci se poate scrie:

$$\operatorname{tg} \sigma_{RPP\ MAX} = d / 2f.$$

Obiectivele cu distanță focală fixă se clasifică în următoarele trei grupe [M 13]:

- |   |                                 |
|---|---------------------------------|
| 1. $f > d$ și $2 \sigma_{RPP\ MAX} < 35^\circ$                    | teleobiective (P-N);            |
| 2. $f \cong d$ și $2 \sigma_{RPP\ MAX} = 35^\circ \dots 60^\circ$ | obiective normale (P-P, P-N-P); |
| 3. $f < d$ și $2 \sigma_{RPP\ MAX} = 60^\circ \dots 220^\circ$    | sisteme supraangulare (N-P).    |

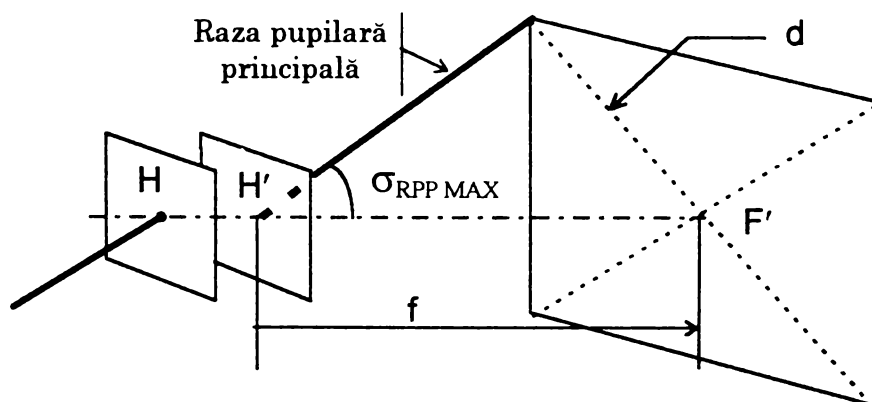


Fig 2.4 Câmpul unghiular  $\sigma_{RPP\ MAX}$

Sistemele variofocale se pot clasifica și în funcție de domeniul de variație al distanței focale și al câmpului unghiular astfel:

- |                                     |             |  |             |  |
|-------------------------------------|-------------|--|-------------|--|
| 1. varioteleobiective               | $f_w > d$   | $2 \sigma_{RPP \text{ MAX } W} < 35^\circ$   | $f_T \gg d$ | $2 \sigma_{RPP \text{ MAX } T} \ll 35^\circ$ |
| 2. variosuprangulare                | $f_w \ll d$ | $2 \sigma_{RPP \text{ MAX } W} \gg 60^\circ$ | $f_T < d$   | $2 \sigma_{RPP \text{ MAX } T} > 60^\circ$   |
| 3. variobiective cu domeniul extins | $f_w < d$   | $2 \sigma_{RPP \text{ MAX } W} > 60^\circ$   | $f_T > d$   | $2 \sigma_{RPP \text{ MAX } T} < 35^\circ$   |

## 2.7. SCHEME OPTICE DE REFERINȚĂ PENTRU SISTEME OPTICE VARIOFOCALE

O schemă optică alcătuită dintr-un simplet nu poate fi folosită, deoarece aceasta nu permite satisfacerea primelor trei condiții enumerate în capitolul 2.5. Cea mai simplă schemă de pornire este de tip dublet cu distanța focală  $f > 0$  și abscisa imagine  $a' > 0$ . Prin urmare, nu pot fi utilizate decât schemele (P)-(P), (P)-(N), (N)-(P) reprezentate în figura 2.5.a, b, c, deoarece schema (N)-(N) nu satisface condițiile 4 și 5. Cele două grupuri se numesc module. Primul modul are rol de variator, deoarece servește la modificarea distanței focale. Al doilea modul este compensatorul și are rolul de a compensa deplasarea planului imagine produsă de deplasarea variatorului, formând imaginea într-un plan imagine fix.

Obiectivele de tip dublet nu permit focalizarea, adică nu funcționează dacă obiectul se află la altă distanță decât cea pentru care a fost calculat sistemul.

De asemenea, nu poate fi reglată poziția planului imagine. Din acest motiv schema de bază a unui obiectiv variofocal este formată din trei componente: un modul frontal pentru focusare (focator), un modul zoom pentru varierea distanței focale și a câmpului unghiular și un modul releu, pentru poziționarea planului imagine, figura 2.6.

Un modul zoom este format din unul sau mai multe module variator și un modul compensator.

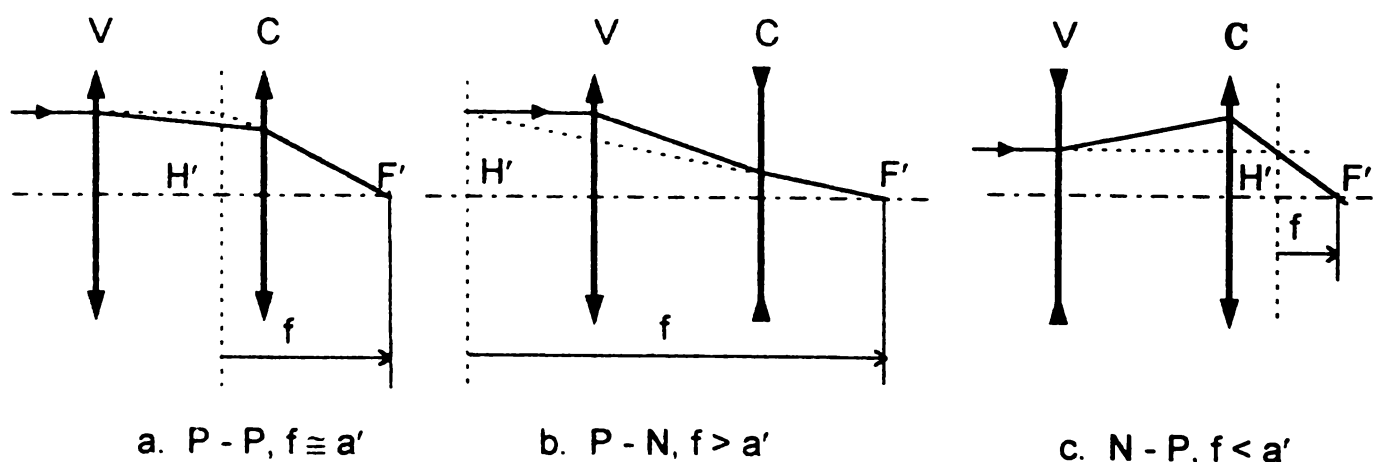


Fig. 2.5 Scheme de tip dublet, alcătuite din module fictive, pentru sisteme variofocale.

Dacă poziția imaginii dată de modulul zoom convine, atunci se poate renunța la modulul releu.

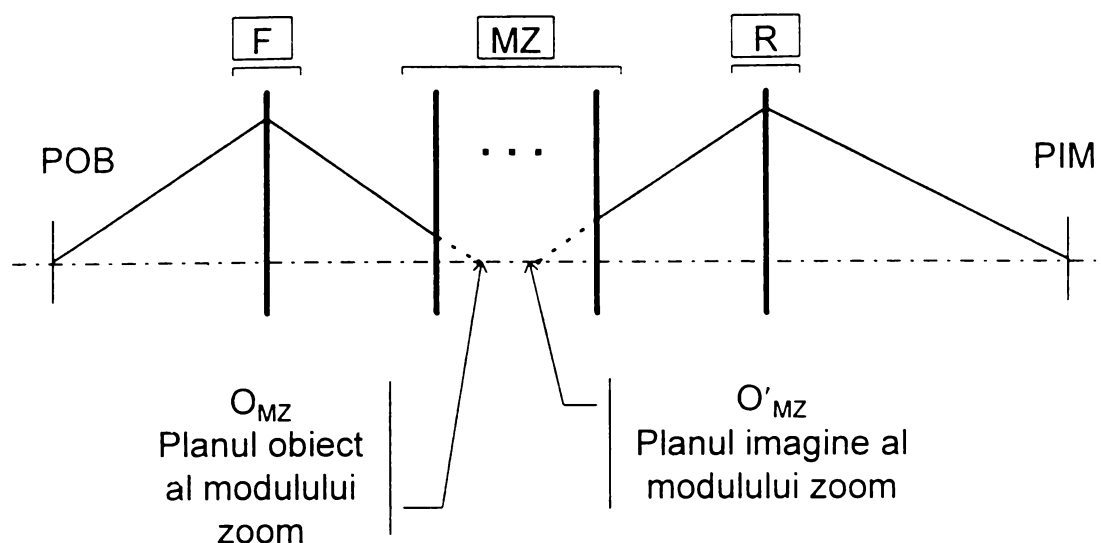


Fig. 2.6 Schema optică cea mai simplă a unui obiectiv variofocal

Varioobiectivele cu câmp mare și cele cu câmp mic își păstrează structura pe tot domeniul lor de existență. Varioobiectivele cu domeniul extins își modifică fundamental structura în domeniul de existență, ele transformându-se continuu din sisteme supraangulare în telesisteme, trecând prin poziția de obiective normale. Pentru a explica modul în care se poate trece în mod continuu de la o distanță focală mică  $f_W$  și câmp unghiular  $\sigma_{RPP\ MAX}$  mare la o distanță focală  $f_l$  mare și câmp unghiular  $\sigma_{RPP\ MAX}$  mic se analizează deplasarea întregului modul zoom între modulele focator și releu, figura 2.7.

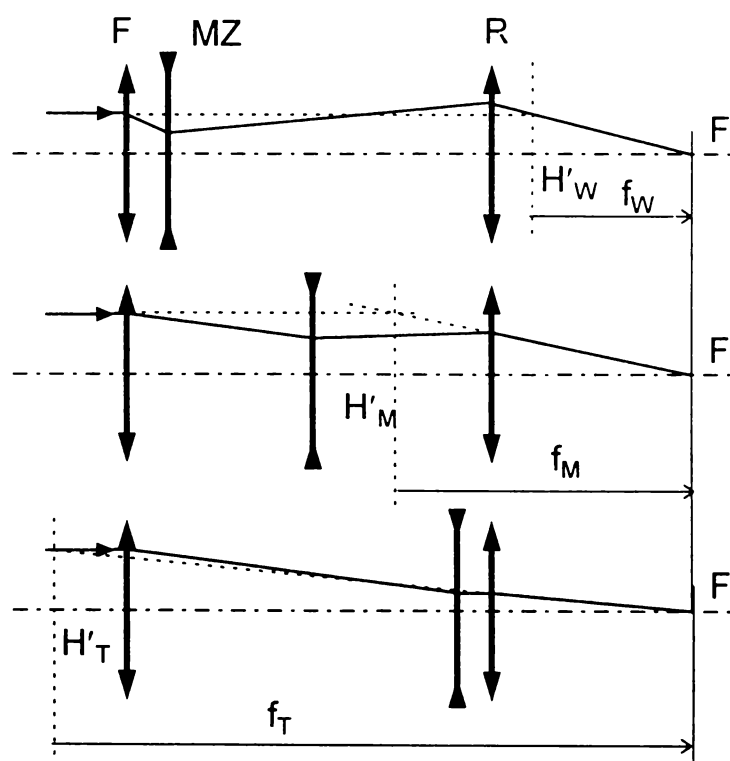


Fig. 2.7 Variația distanței focale într-un obiectiv variofocal

Se consideră configurația de bază (P)-(N)-(P), figura 2.7.

Când MZ se află la mijloc, distanța focală a obiectivului are valoarea mijlocie  $f_M$ . Dacă se deplasează modulul zoom MZ spre focator, obiectivul devine de tip telesistem inversat (N)-(P), cu distanța focală mică  $f_W$  și câmp unghiular mare,

iar dacă modulul zoom se deplasează spre releu, obiectivul se transformă progresiv într-un telesistem (P)-(N), cu distanța focală mare  $f_T$  și câmp unghiular mic.

Acest principiu, de a modifica puterile celor două module extreme, este specific construcției obiectivelor variofocale cu domeniul de variație extins, obiective care au în pozițiile W și T structuri complet diferite.

Atât obiectivele variosupraangulare cât și cele variotele au ca scheme de baza schemele specifice tipului de sistem, iar structura acestora nu se modifică semnificativ în domeniul de existență, adică chiar dacă prin deplasarea unor module se modifică distanța focală, schema rămâne tot de tip telesistem inversat (N)-(P), respectiv telesistem direct (P)-(N).

În continuare sunt prezentate câteva exemple din literatură, care justifică principiile sus menționate.

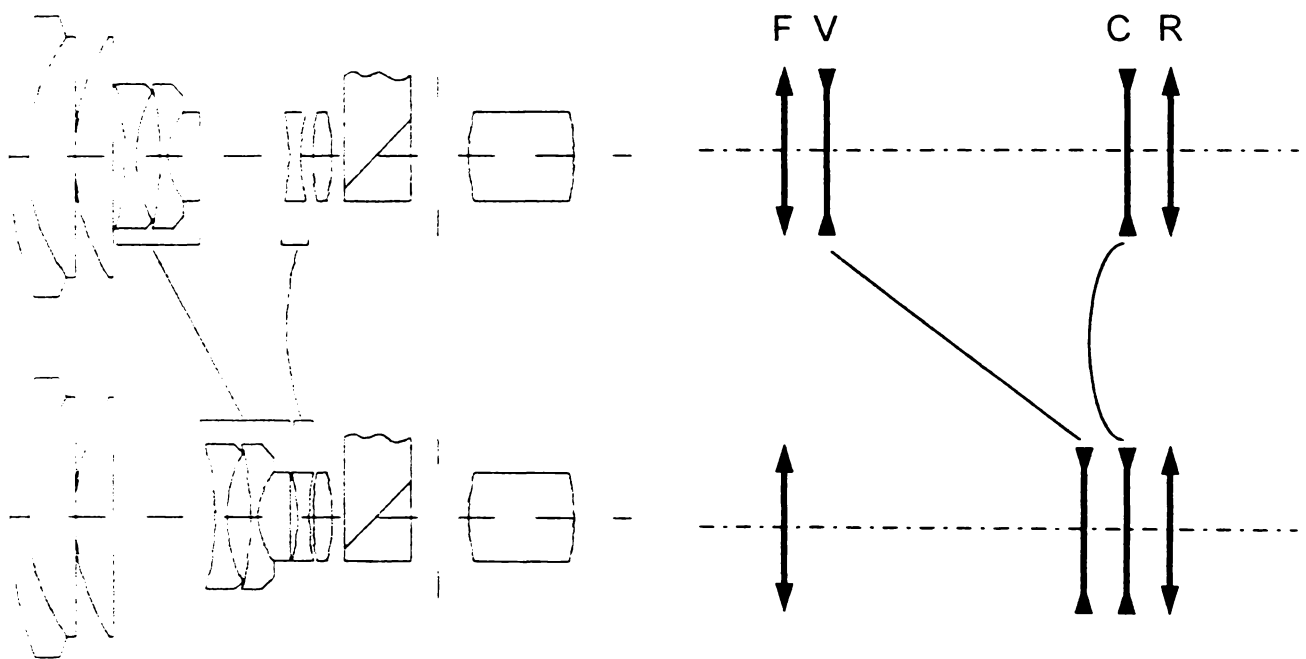


Fig. 2.8 Obiectiv variosupraangular,  $V_z = 4$ ,  $f = 8.5 - 36.6$ , (P)-(N)-(N)-(P)

În figura 2.8 este reprezentat un sistem variosupraangular de tip (P)-(N)-(N)-(P) [B17], cu raportul de variație  $V_z = 4$ . Distanța focală variază în domeniul  $f_W = 8.5$  și  $f_T = 36.6$ . Sistemul poate fi folosit ca obiectiv pentru camerele de luat vederi. Configurația lenticulară asigură atât o bună corecție a aberațiilor de sfericitate și astigmatism cât și o curbura de câmp satisfăcătoare. În poziția inițială, sistemul este de tip supraangular și prin deplasarea spre dreapta a variatorului configurația sistemului devine tele. Sistemul nu are însă resursele necesare pentru a obține o distanță focală mai mare, aceasta neîncadrându-se nici măcar în domeniul sistemelor normale.

Obiectivul variosupraangular a cărui schemă este reprezentată în figura 2.9, [B13] are raportul de variație  $V_z = 2$ . Câmpul unghiular variază între  $32^\circ$  și  $17^\circ$ , iar distanța focală între  $f_W = 36.2$  și  $f_T = 68$  mm. Variatorul cu putere pozitivă permite modificarea distanței focale în limite mici, în condițiile unei configurații dominante de telesistem inversat.

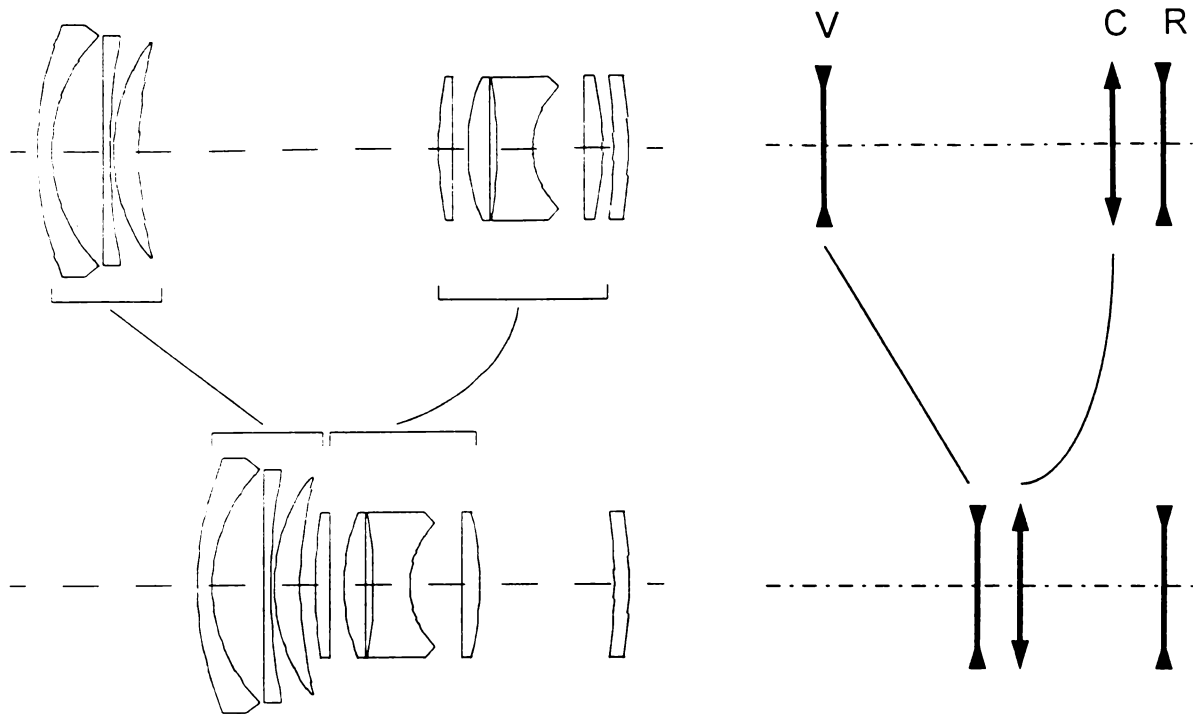


Fig.2.9 Obiectiv variosupraangular,  $V_z = 2$ ,  $f = 36.3 - 68$ , (N)-(P)-(N)

Prin folosirea în grupul frontal a unei suprafețe asferice (torice) s-a redus variația aberațiilor pe întreg domeniul de existență al sistemului.

Teleobiectivul variofocal prezentat în figura 2.10 [B12] este de construcție clasică, format din patru module. Primul modul pozitiv este destinat focusării, al doilea modul negativ produce, prin deplasarea sa, modificarea distanței focale între limitele  $f_w = 75.5$  și  $f_T = 150$  mm, al treilea grup pozitiv joacă rolul de compensator, iar releul pozitiv formează imaginea în poziția dorită. Câmpul unghiular variază între  $16^\circ$  și  $32.8^\circ$ .

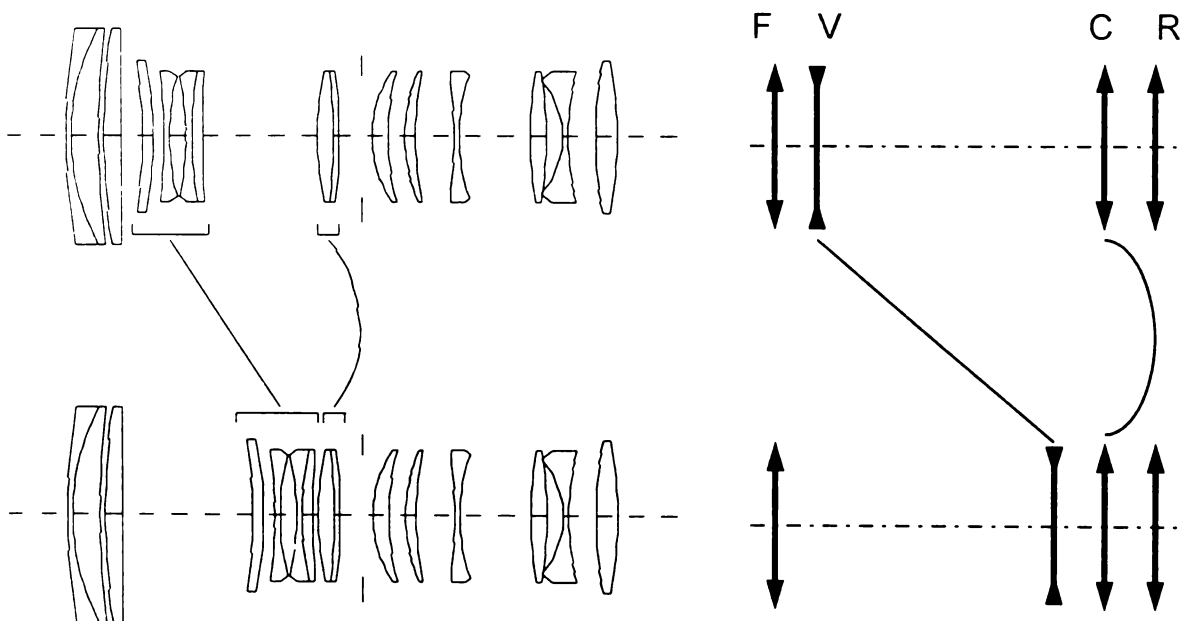


Fig. 2.10 Varioteleobiectiv,  $V_z = 2$ ,  $f = 75.5 - 150$ , (P)-(N)-(P)-(P)

În figura 2.11 [B20] este prezentat un variotelesistem cu raportul de variație a distanței focale  $V_z = 3$ . Distanța focală variază între  $f_w = 200$  mm și  $f_T = 600$  mm. Sistemul este alcătuit din patru module.

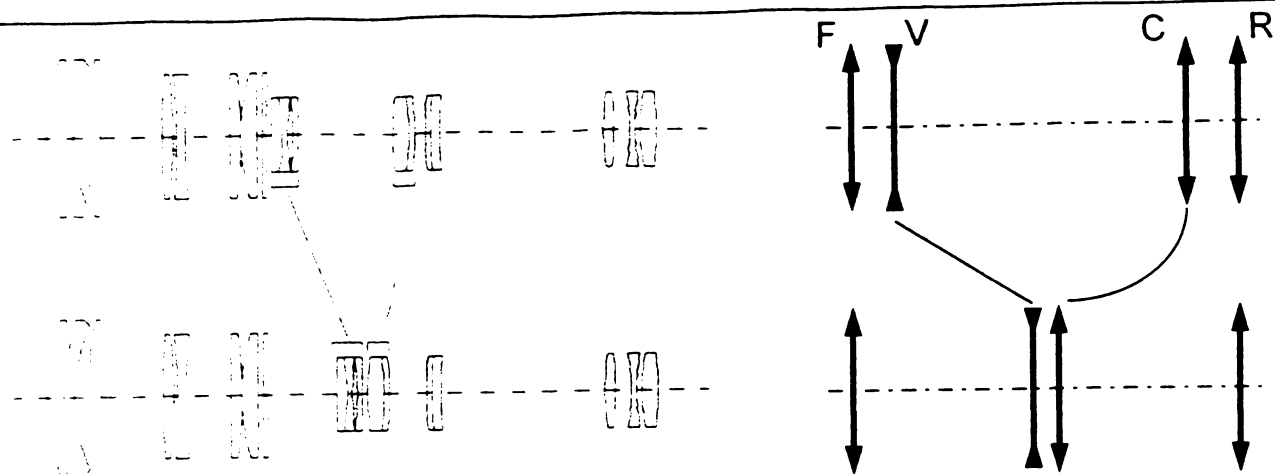


Fig. 2.11 Varioteleobiectiv,  $V_z = 3$ ,  $f = 200 - 600$ , (P)-(N)-(P)-(P)

Modulul focator este format din trei grupuri în configurația (P)-(N)-(P), focusarea realizându-se prin deplasarea ultimului grup. Variatorul are putere negativă. Al treilea modul cu putere pozitivă joacă rolul de compensator. Releul este și el pozitiv. Câmpul unghiular variază între  $6.2^\circ$  și  $2.1^\circ$ .

Sistemul Vario-Sonnar, prezentat în figura 2.12 [DZ19], realizat de firma Zeiss, are un domeniu larg de variație a distanței focale, făcând parte din categoria sistemelor variofocale cu domeniu extins. El a fost conceput pentru camerele de luat vederi de 16 mm și are deschiderea relativă 1:2.8. Focatorul este format din patru lentile, fiind bine detensionat. Compensatorul este acromat, iar releul este un obiectiv de tip Ernostar cu diafragma de deschidere situată frontal.

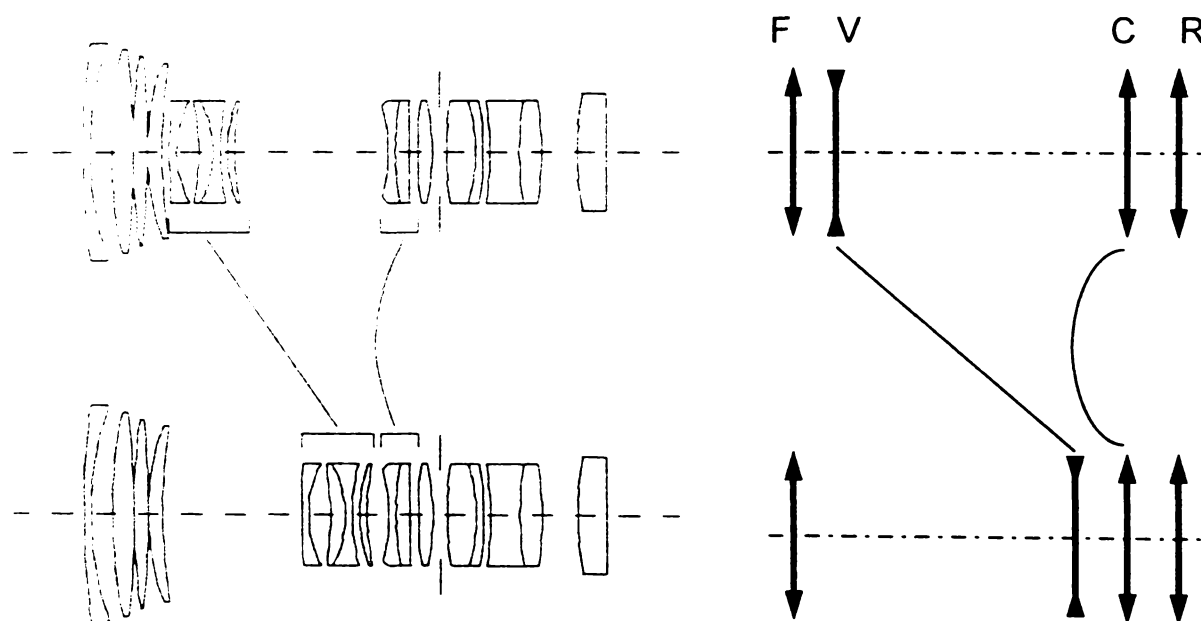


Fig. 2.12 Varioobiectiv cu domeniul extins,  $V_z = 10$ ,  $f = 10 - 100$ , (P)-(N)-(P)-(P)

În figurile 2.13 și 2.14 sunt prezentate două varioobiective cu domeniul extins, fabricate de firma Schneider [DZ26], [DZ27], [M22] și comercializate sub denumirea de TV-Variogon. Ele sunt folosite ca obiective pentru camerele de luat vederi profesionale pentru televiziune. Pentru focusare se deplasează primele trei lentile din grupul frontal. Structura obiectivelor construite de firma Schneider este modulară, fapt care permite configurarea după necesități a sistemului. Un domeniu de variație extins se poate obține prin folosirea a două module zoom. Tocmai structura modulară a obiectivelor firmei Schneider a permis acest lucru.

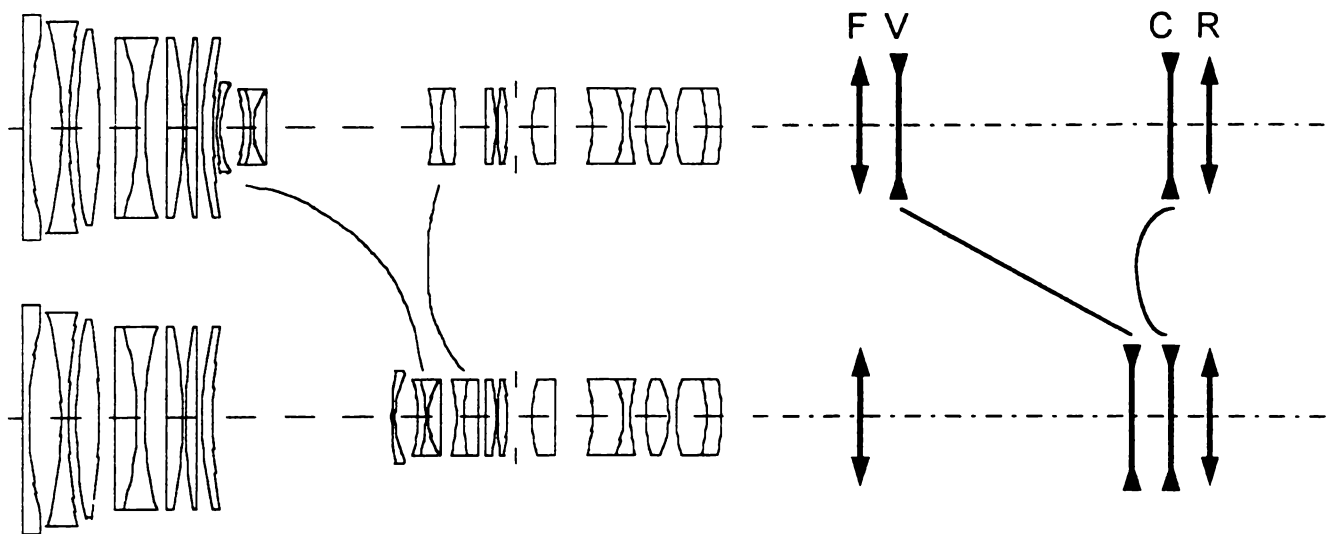


Fig. 2.13 Variobiectiv cu domeniu extins,  $V_z = 11$ ,  $f = 18 - 200$ , (P)-(N)-(N)-(P)

În figura 2.14 este prezentat un obiectiv performant, cu domeniul de variație a distanței focale  $f = 20 - 600$  mm. Câmpul unghiular variază între  $56^\circ$  și  $2^\circ$ . Greutatea acestui sistem depășește 3.5 kg. La asemenea sisteme, cu un număr mare de suprafețe apare necesitatea aplicării de straturi antireflex multiple, pentru a se putea obține un factor de transmisie acceptabil.

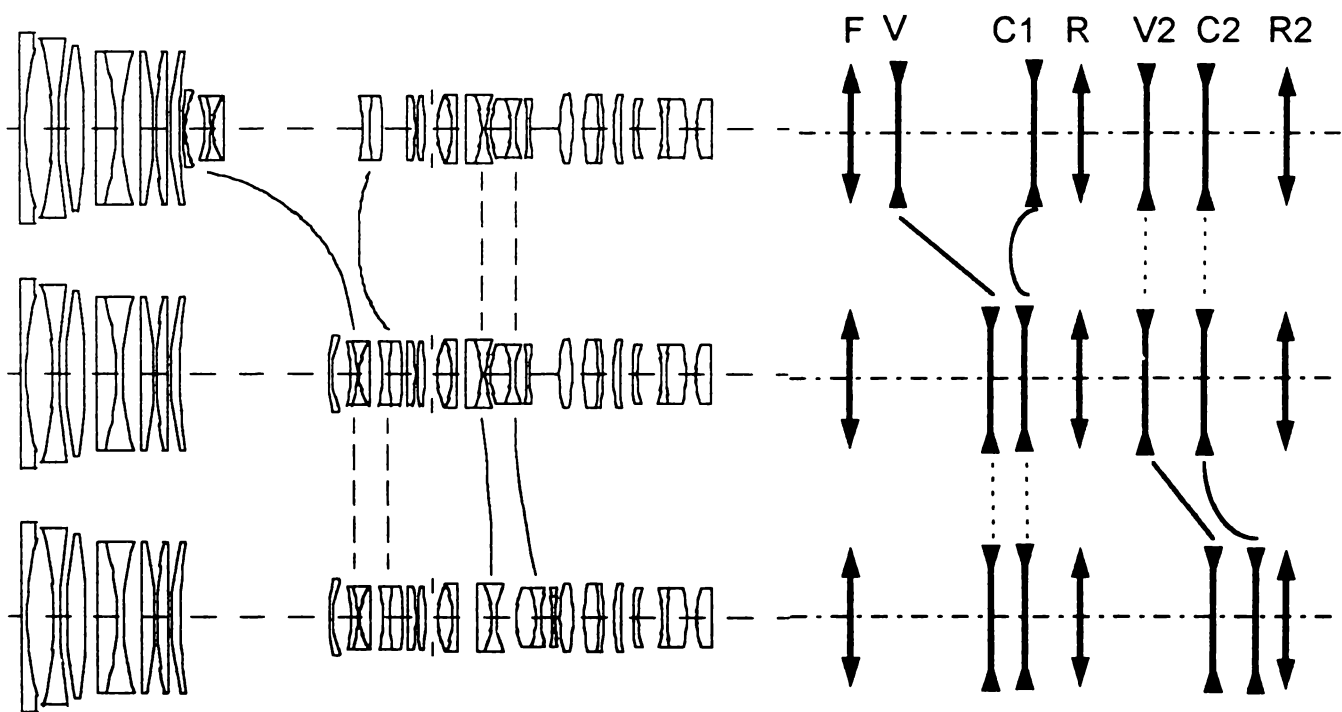


Fig. 2.14 Variobiectiv cu domeniul extins,  $V_z = 30$ ,  $f = 20 - 600$ ,  
(P)-(N)-(N)-(P)-(N)-(N)-(P)

Din cele prezentate mai sus rezultă că schema de bază a unui obiectiv variofocal este alcătuită din trei module principale și anume: focatorul F, modulul zoom MZ și releul R. Focatorul poate fi de tip (P), (N), (P-N), (N-P). Modulul zoom poate fi de tip (P-P), (P-N), (N-P), (N-N). Releul poate fi de tip (P) sau (N).



## 2.8. SINTEZA GAUSSIANĂ A SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE

### 2.8.1. Deplasări în sistemele optice variofocale

Se consideră un sistem optic variofocal generalizat cu  $N$  grupuri  $\phi_1, \dots, \phi_N$ , mobile sau fixe, reprezentat în figura 2.15.

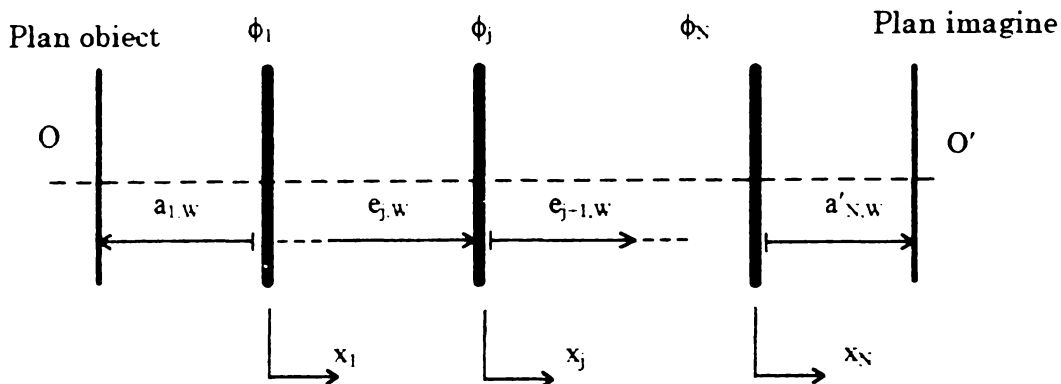


Fig. 2.15 Schema unui sistem variofocal complex

Dacă se deplasează grupul  $j$ , reprezentat în figura 2.16, cu mărimea  $x_j$  și planul obiect cu mărimea  $\delta_j$ , deplasare provocată de mișcările grupurilor anterioare, atunci planul imagine al modulului  $j$  se deplasează cu  $\delta'_j$ .

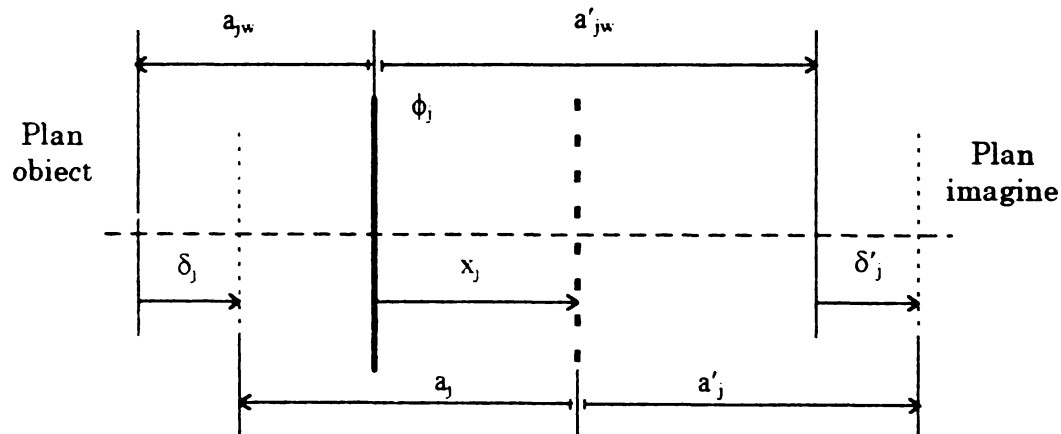


Fig. 2.16 Modulul și deplasările sale

Cele trei mișcări nu sunt independente. Deplasarea  $\delta'_j$  a planului imagine poate fi exprimată în funcție de deplasarea  $\delta_j$  a planului obiect și de deplasarea  $x_j$  a planelor principale:

$$\delta'_j = \frac{-\phi_j \beta_{jw} x_j^2 + x_j (\phi_j \beta_{jw} \delta_j - \beta_{jw}^2 + 1) + \beta_{jw}^2 \delta_j}{1 + \phi_j \beta_{jw} (\delta_j - x_j)}$$

(2.1)

și expresia măririi transversale:

$$\beta_j = \frac{\beta_{jw}}{1 + \phi_j \beta_{jw} (\delta_j - x_j)}$$

Deplasarea planului imagine poate fi scrisă sub forma:

$$\delta'_j = x_j + (\beta_{jw} - \beta_j) / \phi_j.$$

Pentru calculul succesiv al deplasării planului imagine după fiecare grup în parte se folosește relația de legătură:

$$\delta_j = \delta'_{j-1}.$$

## 2.8.2. Ecuația zoom diferențială

Fie  $O_j O'_j$  distanța obiect imagine pentru modulul  $j$ . Pentru ca planul imagine al sistemului variofocal să rămână într-o poziție fixă, este necesar și suficient ca suma variațiilor distanțelor conjugate să fie nulă, adică:

$$\sum_{j=1}^N d(O_j O'_j) = 0. \quad (2.4)$$

Distanța conjugată se calculează cu expresia:

$$O_j O'_j = f_j (2 - 1/\beta_j - \beta_j). \quad (2.5)$$

Este cert faptul că, pentru  $\beta_j = -1$  distanța conjugată este minimă:

$$O_j O'_j = 4 f_j \quad (2.6)$$

Prin derivare, se obține forma diferențială a ecuației zoom generale:

$$dx_1 \left|_{\beta_1=0} + \sum_{j=1}^N f_j (1/\beta_j^2 - 1) d\beta_j \right|_{\beta_j \neq 0} = 0. \quad (2.7)$$

Variația poziției planului imagine datorată deplasării componentei  $j$  cu  $dx_j$  este dată de expresia:

$$d\delta'_N = \left( \prod_{i=j+1}^N \beta_i^2 \right) (1 - \beta_j^2) dx_j. \quad (2.8)$$

Variația deplasării  $x_j$  este:

$$dx_j = f_j / \beta_j^2 d\beta_j + \sum_{i=1}^{j-1} (1 - \beta_i^2) f_i / \beta_i^2 d\beta_i. \quad (2.9)$$

Dacă modulul  $N$  este compensator, atunci

$$dx_N = f_N d\beta_N. \quad (2.10)$$

Variația deplasării planului imagine al componentei  $j$  este:

$$d\delta'_j = (1 - \beta_j^2) dx_j + \sum_{i=1}^{j-1} \beta_{i+1}^2 (1 - \beta_i^2) dx_i. \quad (2.11)$$

## 2.8.3. Acțiunile optice ale modulelor sistemelor variofocale

### 2.8.3.1. Modulul focator

Focatorul este un grup frontal compus din mai multe lentile cu rolul de a forma imaginea obiectului într-un plan fix - planul obiect al variatorului. Pentru a realiza acest lucru, lentile sau grupuri de lentile trebuie deplasate axial. Această mișcare fiind de tip compensatorie, calculul focatorului se efectuează pe baza teoriei compensatoarelor simple.

Pentru obiecte situate la distanța  $a = -\infty$ , imaginea se formează în planul focal imagine, iar pentru  $a \neq -\infty$  imaginea se formează la distanță finită  $a'$ , figura 2.17.

Pentru ca imaginea obiectului să fie formată de focator într-un plan fix este necesar fie ca modulul focator să fie deplasat spre obiect cu mărimea:

$$x_{F1} = 1 [\phi_F (a \phi_F + 1)]. \quad (2.12)$$

fie ca acest modul să fie format la rândul său în formă de telesistem direct sau inversat, cu grupurile divergent, respectiv convergent deplasabile, în scopul realizării focalizării interioare. În acest caz,  $x_{F2}$  se poate exprima în funcție de mărimile inițiale  $a_{10}$ ,  $\phi_{LC}$ ,  $\phi_L$ ,  $e_{10}$  și abscisa obiect finită  $a_{11}$ .

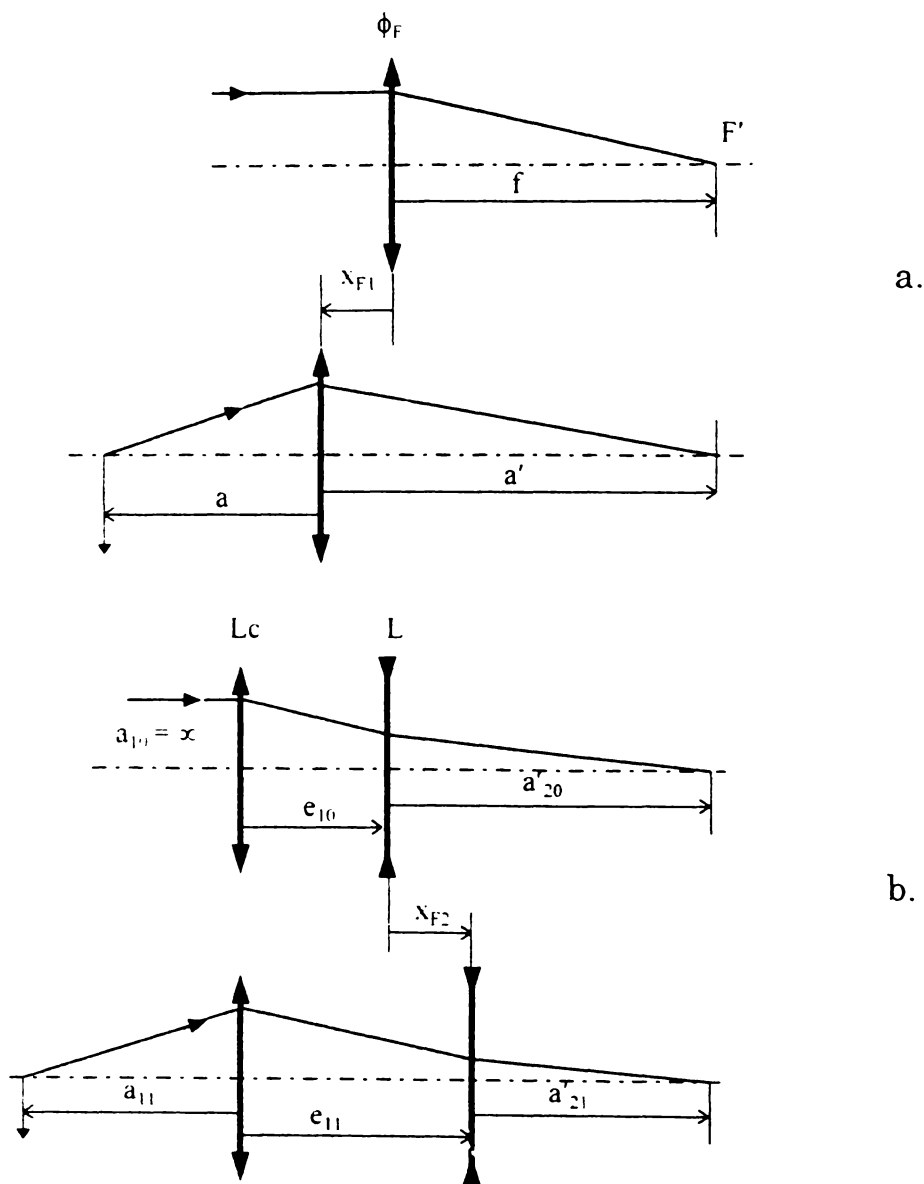


Fig. 2.17 Focusarea exterioară (a) și interioară (b)

### 2.8.3.2. Modulul variator

Modulul variator este alcătuit din cel puțin un grup de lentile mobil. El are rolul de a contribui decisiv, prin deplasarea sa, la modificarea parametrilor optici variabili. Parametrul optic al variatorului prin intermediul căruia acesta produce modificarea continuă a parametrilor optici variabili ai sistemului zoom este mărirea transversală. Dependența acesteia de abscisa obiect este prezentată în figura 2.19:

$$\beta_v = \frac{\beta_{vw}}{1 + \phi_v \beta_{vw} x_v}. \quad (2.13)$$

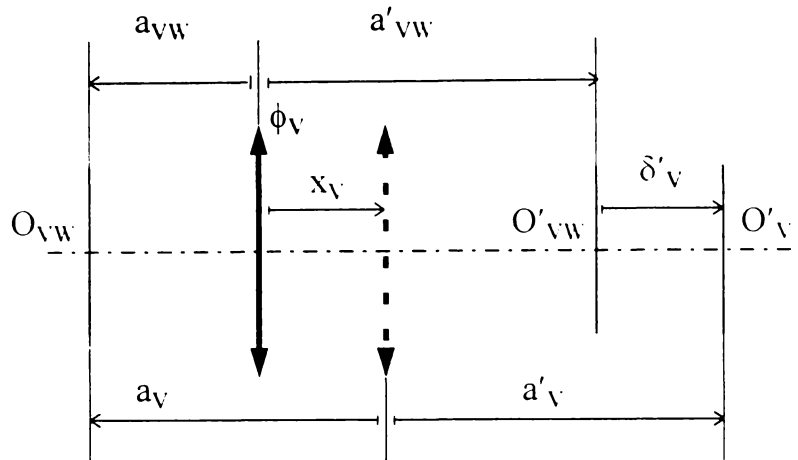


Fig.2.18 Deplasarea variatorului

Fie  $x_v$  deplasarea variatorului reprezentat în figura 2.18. Deplasarea planului imagine al variatorului este dată de relația:

$$\delta'_v = \frac{x_v^2 \phi_v \beta_{vw} + x_v (\beta_{vw}^2 - 1)}{x_v \beta_{vw} \phi_v - 1}. \quad (2.14)$$

Relațiile (2.13) și (2.14) se pot obține și din ecuațiile (2.1) și respectiv (2.2) ținând cont de faptul că pentru variator  $\delta = 0$ .

Punctele cu compensare totală sunt:

$$x_v = 0, \quad (2.15)$$

în care mărirea transversală are valoarea:

$$\beta_v = \beta_{vw} \quad (2.16)$$

și

$$x_v = \frac{1 - \beta_{vw}^2}{\phi_v \beta_{vw}}. \quad (2.17)$$

pentru care mărirea transversală este

$$\beta_v = \frac{1}{\beta_{vw}}. \quad (2.18)$$

Valoarea maximă a deplasării planului imagine se obține din ecuația:

$$\frac{\partial \delta'_v}{\partial x_v} = 0. \quad (2.19)$$

Discriminantul acestei ecuații este:

$$\Delta = \phi_v^2 \beta_{vw}^4, \quad (2.20)$$

care este întodeauna pozitiv.

Dacă se dezvoltă și se rezolvă ecuația (2.19) se obțin două soluții reale:

$$x_{v1,2} = \frac{1 \mp \beta_{vw}}{\phi_v \beta_{vw}}. \quad (2.21)$$

În cele două puncte, mărirea transversală are valoarea:

$$\beta_{v1,2} = \pm 1, \quad (2.22)$$

iar deplasarea planului imagine al variatorului, care este maximă în aceste puncte, are valoarea:

$$\delta'_{v \max 1,2} = \frac{(\beta_{vw} \mp 1)^2}{\phi_v \beta_{vw}}. \quad (2.23)$$

Variația deplasării planului imagine în funcție de deplasarea variatorului, pentru mai multe valori ale măririi transversale, este reprezentată în figurile 2.19 și 2.20, care sunt realizate pentru cazul  $\phi_v > 0$ , respectiv  $\phi_v < 0$ .

În partea superioară a graficului din figura 2.19, s-a reprezentat mărirea transversală  $\beta_v$  a variatorului, iar în partea inferioară, deplasarea  $\delta'_v$  a planului imagine al variatorului, în funcție de deplasarea  $x_v$  a variatorului. În punctul B deplasarea planului imagine are un maxim dat de relația (2.23). Se poate observa că un variator simplu nu are decât două puncte cu compensare completă (în figura 2.19 acestea sunt punctele A și C) între care mărirea transversală variază de la valoarea  $\beta_{vw}$  la valoarea  $1/\beta_{vw}$ .

Din aceste diagrame se mai pot deduce și tipurile de variatoare în funcție de acțiunea lor asupra parametrilor optici variabili. Astfel, un grup variator poate fi activ sau pasiv. Clasificarea completă a variatoarelor active este prezentată în tabelul 2.1. Grupurile variatoare care nu produc o acțiune în sensul creșterii parametrilor optici variabili, pot contribui prin acțiunea lor la obținerea unor variații semnificative în sensul creșterii parametrilor optici variabili din partea grupurilor care se află în aval.

Tabelul 2.1 Clasificarea variatoarelor active

$\phi_v$	$x_v$	$\beta_{vw}$	Denumire	$\delta'_v$	
$>0$	$>0$	$\beta_{vw} \in (0,1)$	VP1	$>0$	
		$\beta_{vw} = 1$	VP2	$<0$	
		$\beta_{vw} \in (1,\infty)$	VP3	$<0$	
	$<0$	$<0$	$\beta_{vw} \in (\infty, -1)$	VP4	$>0$
			$\beta_{vw} = -1$	VP5	$>0$
			$\beta_{vw} \in (-1,0)$	VP6	$<0$
$<0$	$>0$	$\beta_{vw} \in (-1,0)$	VN1	$>0$	
		$\beta_{vw} = -1$	VN2	$<0$	
		$\beta_{vw} \in (-\infty, -1)$	VN3	$<0$	
	$<0$	$<0$	$\beta_{vw} \in (1, \infty)$	VN4	$>0$
			$\beta_{vw} = 1$	VN5	$>0$
			$\beta_{vw} \in (0,1)$	VN6	$<0$
Notatii:		VP	– variator cu putere pozitivă		
		VN	– variator cu putere negativă		

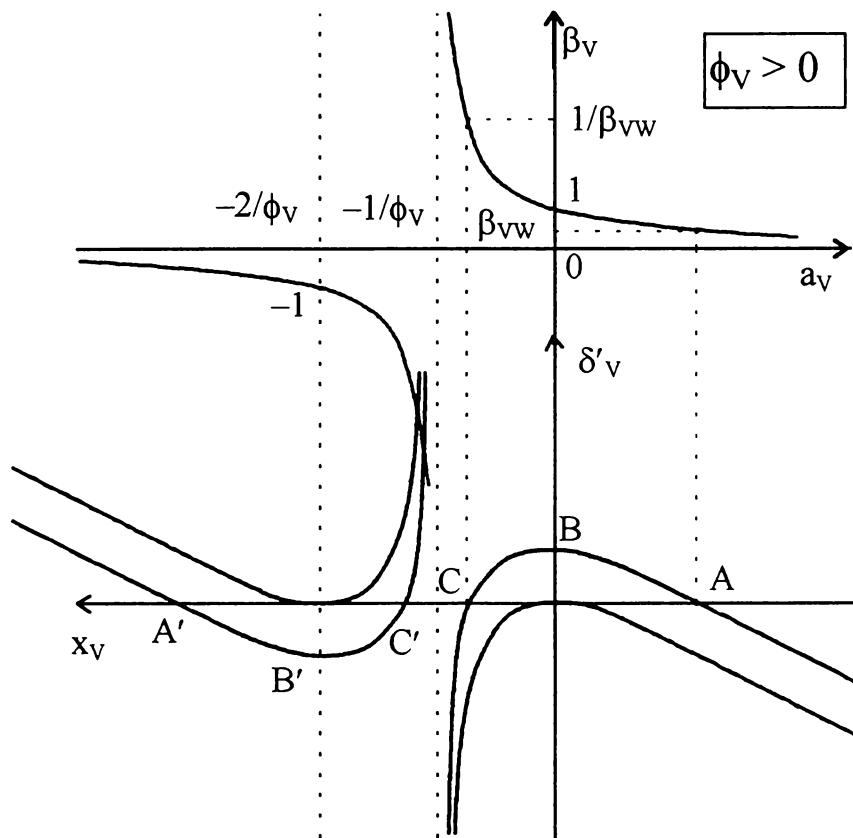


Fig. 2.19 Variația deplasării planului imagine în funcție de mărirea transversală în poziția inițială, la variatoare pozitive

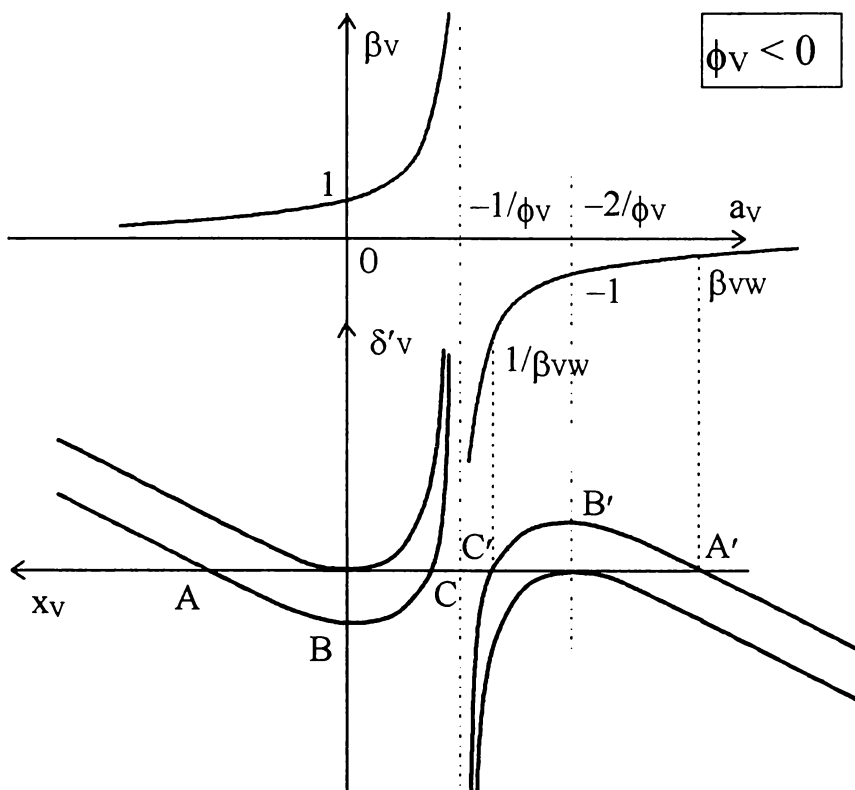


Fig. 2.20 Variația deplasării planului imagine în funcție de mărirea transversală în poziția inițială, la variatoare negative

### 2.8.3.3. Modulul compensator

Prin deplasarea neliniară a unui grup, se poate obține o compensare completă a deplasării planului imagine al sistemului în orice poziție din domeniul de existență al variatorului.

Pentru a se putea păstra constantă poziția planului imagine al compensatorului reprezentat în figura 2.21, deplasarea  $x_C$  trebuie să satisfacă ecuația:

$$\delta'_C(x_C) = 0. \quad (2.24)$$

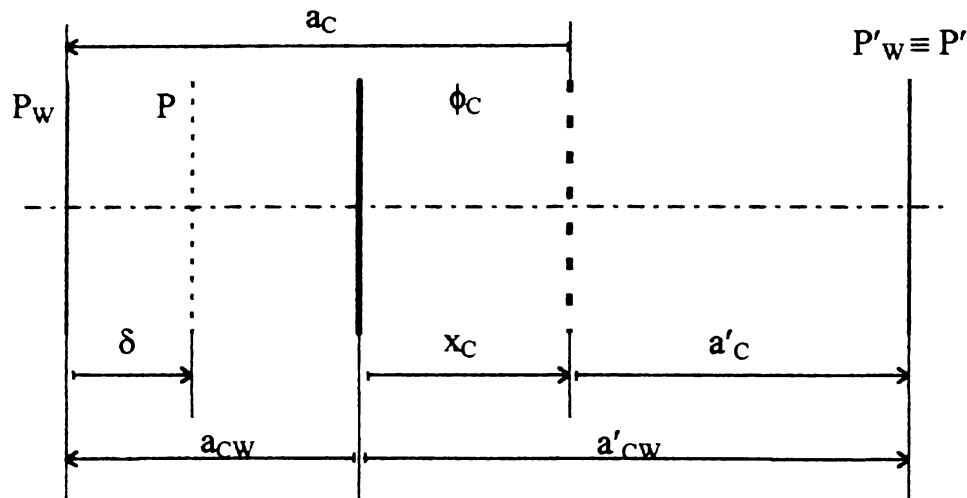


Fig. 2.21 Deplasarea compensatorului

Dezvoltând relația (2.24) sau egalând ecuația (2.1) cu zero se obține ecuația:

$$c_2 x_C^2 + c_1 x_C + c_0 = 0, \quad (2.25)$$

unde:

$$c_2 = \phi_C \beta_{CW}, \quad (2.26)$$

$$c_1 = -(1 - \beta_{CW}^2 + \phi_C \beta_{CW} \delta_C), \quad (2.27)$$

$$c_0 = -\delta_C \beta_{CW}^2. \quad (2.28)$$

Pentru a putea calcula deplasarea  $x_C$  a compensatorului, discriminantul ecuației trebuie să fie pozitiv:

$$\Delta = c_1^2 - 4 c_2 c_0 \geq 0. \quad (2.29)$$

Dezvoltând această ecuație, se obține:

$$\Delta = \phi_C^2 \beta_{CW}^2 \delta_C^2 + 2 \delta_C \phi_C \beta_{CW} (1 + \beta_{CW}^2) + (1 - \beta_{CW}^2)^2. \quad (2.30)$$

Pentru a putea studia semnul acestei expresii este necesar calculul discriminantului:

$$\Delta_1 = 16 \phi_C^2 \beta_{CW}^4 > 0, \quad (2.31)$$

care este pozitiv, oricare ar fi  $\delta_C$ .

Este evident că  $\Delta$  nu este întodeauna pozitiv și deci nu orice deplasare  $\delta_C$  a planului obiect poate fi compensată.

Valorile  $\delta_C$  pentru care  $\Delta = 0$  sunt:

$$\delta_{C1} = -\frac{(1 + \beta_{CW})^2}{\phi_C \beta_{CW}}, \quad (2.32)$$

$$\delta_{C2} = -\frac{(1 - \beta_{CW})^2}{\phi_C \beta_{CW}}. \quad (2.33)$$

Aceste două valori sunt deplasările maxime ale planului obiect care pot fi compensate prin deplasarea compensatorului.

În funcție de semnul mărimilor  $\phi_C$  și  $\beta_{CW}$ , limitele de compensare sunt:

dacă  $\phi_C > 0$  și  $\beta_{CW} < 0$ , atunci limita este  $\delta_{C1} > 0$ ;

dacă  $\phi_C > 0$  și  $\beta_{CW} > 0$ , atunci limita este  $\delta_{C2} < 0$ ;

dacă  $\phi_C < 0$  și  $\beta_{CW} < 0$ , atunci limita este  $\delta_{C1} < 0$ ;

dacă  $\phi_C < 0$  și  $\beta_{CW} > 0$ , atunci limita este  $\delta_{C2} > 0$ .

Curbele de variație ale mărimilor  $\delta_{C1}$  și  $\delta_{C2}$  sunt reprezentate în figura 2.22.

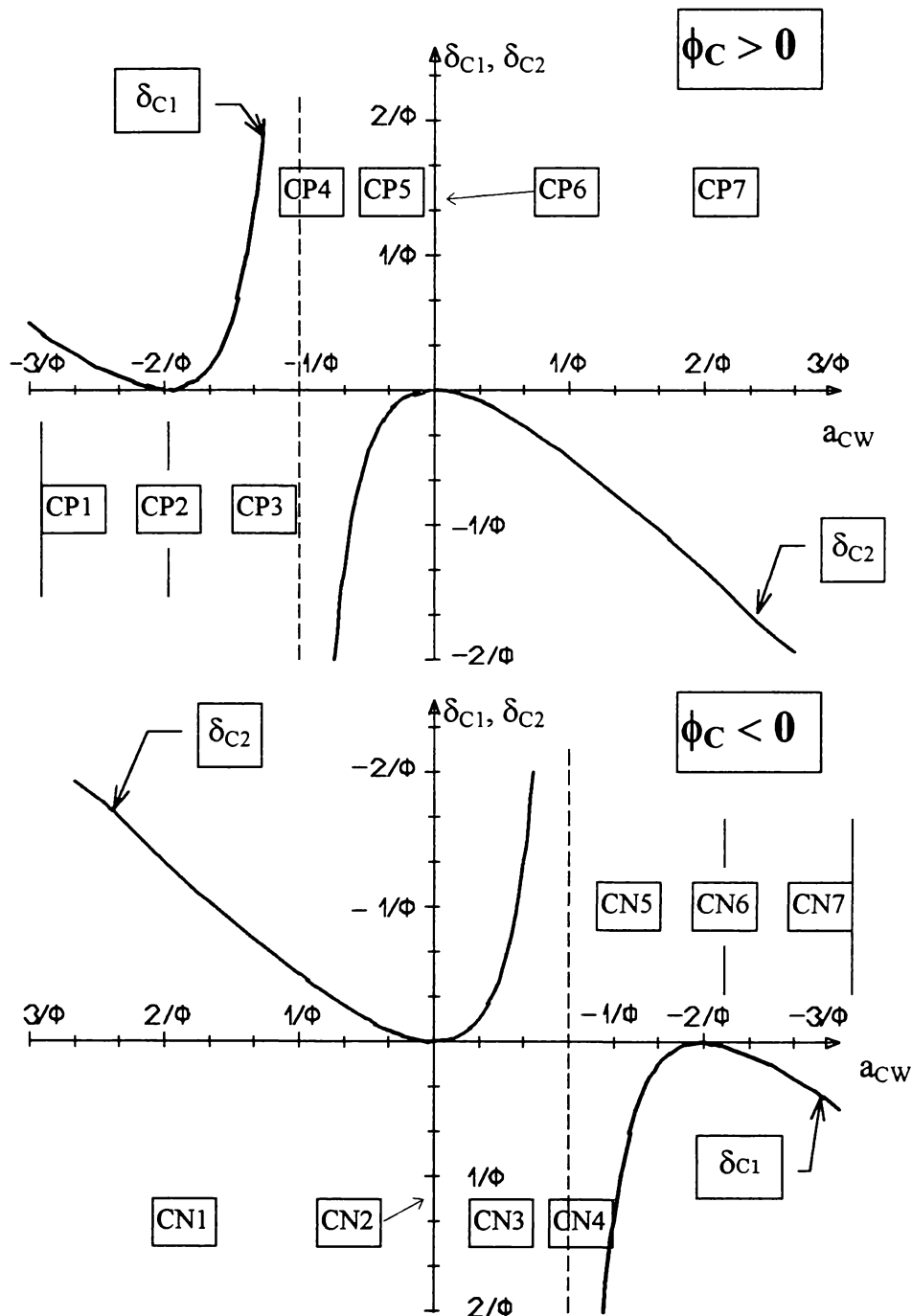


Fig. 2.22 Limitele de compensare  $\delta_{C1}$  și  $\delta_{C2}$  în funcție de abscisa  $a_{CW}$



Din diagramele  $\delta_{C1,2} = f(a_{CW})$ , reprezentate în figura 2.22, se pot deduce domeniile de existență ale compensatorului. O clasificare este prezentată în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2 Domeniile de existență ale compensatoarelor

$\phi_C > 0$	$\beta_C \in (0, -1)$	$a_{CW} \in (-\infty, -2/\phi_C)$	$\delta_C \in (-\infty, 0] \cup (0, \delta_{C1}]$	CP1
	$\beta_C = -1$	$a_{CW} = -2/\phi_C$	$\delta_C \in (-\infty, 0]$	CP2
	$\beta_C \in (-\infty, -1)$	$a_{CW} \in (-2/\phi_C, -1/\phi_C)$	$\delta_C \in (-\infty, 0] \cup (0, \delta_{C1}]$	CP3
	$\beta_C = \pm\infty$	$a_{CW} = -1/\phi_C$	$\delta_C \in (-\infty, \infty)$	CP4
	$\beta_C \in (1, \infty)$	$a_{CW} \in (-1/\phi_C, 0)$	$\delta_C \in [\delta_{C2}, 0] \cup [0, \infty)$	CP5
	$\beta_C = 1$	$a_{CW} = 0$	$\delta_C \in [0, \infty)$	CP6
	$\beta_C \in (0, 1)$	$a_{CW} \in (0, \infty)$	$\delta_C \in [\delta_{C2}, 0] \cup [0, \infty)$	CP7
$\phi_C < 0$	$\beta_C \in (0, 1)$	$a_{CW} \in (-\infty, 0)$	$\delta_C \in (-\infty, 0] \cup (0, \delta_{C2}]$	CN1
	$\beta_C = 1$	$a_{CW} = 0$	$\delta_C \in (-\infty, 0]$	CN2
	$\beta_C \in (1, \infty)$	$a_{CW} \in (0, -1/\phi_C)$	$\delta_C \in (-\infty, 0] \cup (0, \delta_{C2}]$	CN3
	$\beta_C = \pm\infty$	$a_{CW} = -1/\phi_C$	$\delta_C \in (-\infty, \infty)$	CN4
	$\beta_C \in (-\infty, -1)$	$a_{CW} \in (-1/\phi_C, -2/\phi_C)$	$\delta_C \in [\delta_{C1}, 0] \cup [0, \infty)$	CN5
	$\beta_C = -1$	$a_{CW} = -2/\phi_C$	$\delta_C \in [0, \infty)$	CN6
	$\beta_C \in (-1, 0)$	$a_{CW} \in (-2/\phi_C, \infty)$	$\delta_C \in [\delta_{C1}, 0] \cup [0, \infty)$	CN7

În aceste condiții,  $x_C$  există și se calculează cu relația:

$$x_{C1,2} = (-c_1 \pm \Delta^{1/2}) / 2 / c_2 . \quad (2.34)$$

Variația deplasării  $x_C$ , în funcție de  $\delta_C$  pentru diferite poziții inițiale, este reprezentată în figura 2.23.

Variația măririi transversale  $\beta_C$  în funcție de deplasarea compensatorului este prezentată în figurile 2.24.a și b și va determina influența acestuia asupra para-metrilor optici variabili ai sistemului. Astfel se pot identifica compensatoare active și pasive. Rezultatul este prezentat în tabelul 2.3.

$$\beta_C = \frac{\beta_{CW}}{1 + \beta_{CW} \phi_C (\delta_C - x_C)} . \quad (2.35)$$

Dacă  $\delta_C$  atinge valoarea maximă, atunci  $|\beta_C| = 1$ . În această poziție  $x_{C1}$  și  $x_{C2}$  coincid. Trebuie remarcat faptul că  $\delta_C$  are un maxim în punctul în care  $|\beta_V| = 1$ .

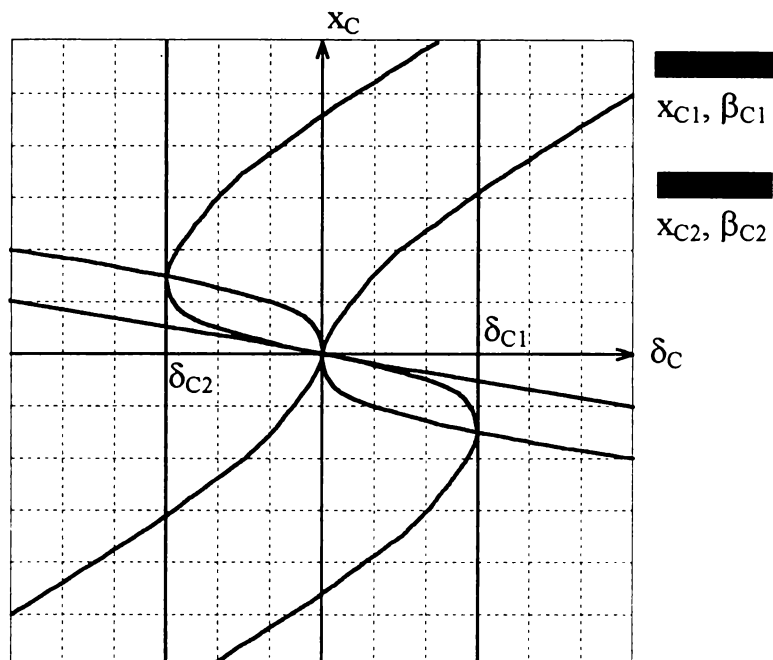


Fig. 2.23  
Variația deplasării  $x_C$ , în funcție de  $\delta_C$  pentru diferite poziții inițiale

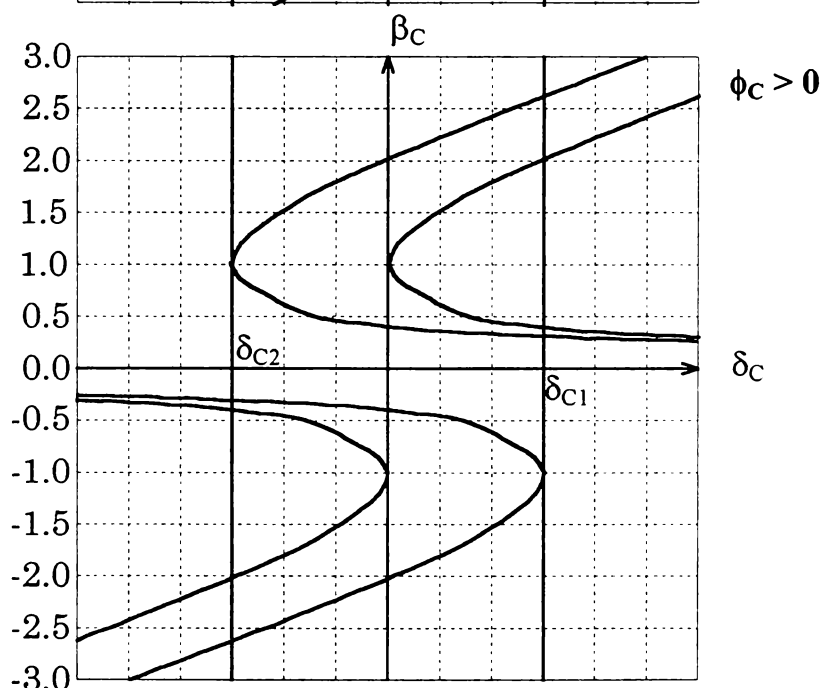


Fig. 2.24.a  
Variația măririi transversale  $\beta_C$  în funcție de deplasarea  $x_C$ , la compensație pozitivă

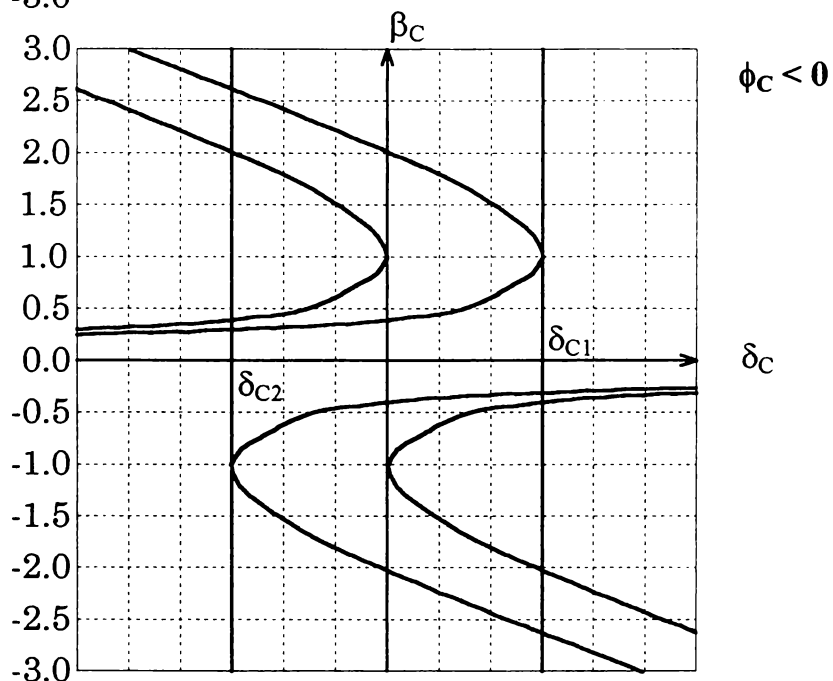


Fig. 2.24.b  
Variația măririi transversale  $\beta_C$  în funcție de deplasarea  $x_C$ , la compensație negativă

Tabelul 2.3 Compensatoare active și pasive

	$\delta_c > 0$	$\delta_c < 0$
CP1	Activ limitat	Pasiv nelimitat
CP2	nu există	Activ nelimitat sau Pasiv nelimitat
CP3	Pasiv limitat	Activ nelimitat
CP4	inactiv	inactiv
CP5	Activ nelimitat	Pasiv limitat
CP6	Activ nelimitat sau Pasiv nelimitat	nu există
CP7	Pasiv nelimitat	Activ limitat
CN1	Activ limitat	Pasiv nelimitat
CN2	nu există	Activ nelimitat sau Pasiv nelimitat
CN3	Activ limitat	Pasiv nelimitat
CN4	inactiv	inactiv
CN5	Activ nelimitat	Pasiv limitat
CN6	Activ nelimitat sau Pasiv nelimitat	nu există
CN7	Pasiv nelimitat	Activ limitat

#### 2.8.3.4. Modulul releu

Modulul releu are rolul de a forma imaginea dată de modulul zoom în planul imagine al sistemului variofocal.

În fața modulului releu se montează, în general, diafragma de deschidere a sistemului.

Este avantajos ca abscisa obiect a releului să fie mare, iar abscisa imagine să se stabilească în prealabil pentru a se putea monta oglinda rabatabilă la aparatele foto, sau sisteme prismatice pentru deviere ori redresare, la alte aparate.

### 2.8.3.5. Modulul zoom

Modulul zoom sau vario (MZ) este unitatea de bază a unui sistem variofocal și este compus dintr-un variator (V) și un compensator (C). Caracteristica principală a modului zoom este factorul de variație a distanței focale sau raportul zoom:

$$V_Z = \frac{\beta_T}{\beta_w}. \quad (2.36)$$

După felul compensatorului, se pot deosebi: modulele zoom neliniare, la care deplasarea compensatorului este neliniară, iar compensarea este completă pe tot domeniul și modulele zoom liniare, la care compensatorul se deplasează liniar și la care compensarea se face într-un număr finit de puncte uniform distribuite pe tot domeniul de existență.

Principalele tipuri de module zoom sunt prezentate în tabelul 2.4.

Cel mai simplu modul zoom neliniar este de tip dublet, alcătuit din variatorul V și compensatorul C, a cărui schema de calcul este prezentată în figura 2.25.

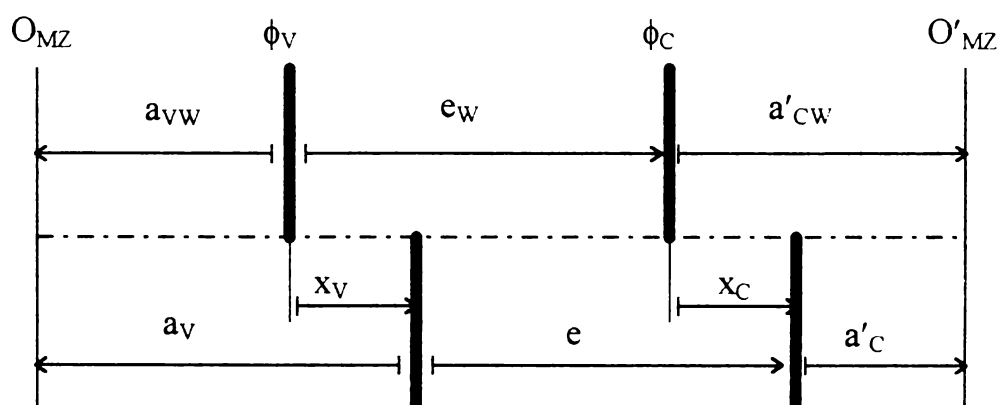


Fig. 2.25 Modulul zoom neliniar V - C

Ecuția care determină poziția fixă a planului imagine ( $O'_{MZ}$ ) al modului zoom se numește *ecuația zoom* și are expresia următoare :

$$Z(x_v, x_c) = 0. \quad (2.37)$$

Prin particularizarea ecuației diferențiale (2.7), se obține ecuația diferențială a modulului zoom:

$$\frac{1 - \beta_v^2}{\beta_v^2} f_v d\beta_v + \frac{1 - \beta_c^2}{\beta_c^2} f_c d\beta_c = 0. \quad (2.38)$$

Ținând cont de condițiile inițiale, soluția acestei ecuații diferențiale este:

$$f_v \left( \beta_{vw} + \frac{1}{\beta_{vw}} - \beta_v - \frac{1}{\beta_v} \right) + f_c \left( \beta_{cw} + \frac{1}{\beta_{cw}} - \beta_c - \frac{1}{\beta_c} \right) = 0. \quad (2.39)$$

Tabelul 2.4 Scheme tip de module zoom

1		Simbolizare : VC Componente : 2  Literatură : [DZ36]
2		Simbolizare : VFC Componente : 3
3		Simbolizare : VCV Componente : 3  Literatură : [DZ37]
4		Simbolizare : VVC Componente : 3  Literatură : [DZ38]
5		Simbolizare : VFVC Componente : 4
6		Simbolizare : VCVC Componente : 4
7		Simbolizare : VCVCV Componente : 5
8		Simbolizare : VFVFC Componente : 5

Dacă se consideră că  $f_v$ ,  $f_c$ ,  $\beta_{vw}$ ,  $\beta_{cw}$  sunt cunoscute și dacă se notează:

$$d = -\frac{f_v}{f_c} \left( \beta_{vw} + \frac{1}{\beta_{vw}} - \beta_v - \frac{1}{\beta_v} \right) - \beta_{cw} - \frac{1}{\beta_{cw}}, \quad (2.40)$$

atunci se obține ecuația pătratică în  $\beta_c$ :

$$\beta_c^2 + d \beta_c + 1 = 0, \quad (2.41)$$

din rezolvarea căreia rezultă cele două curbe de variație ale măririi transversale a compensatorului  $\beta_c$ , în funcție de mărirea transversală a variatorului  $\beta_v$ .

Folosind ecuația (2.5) particularizată pentru compensator, se obțin deplasările corespunzătoare ale acestui modul. Pentru analiza deplasărilor poate fi folosit următorul algoritm:

### Algoritm de analiză a deplasărilor

```

1  /*  Intrări:   $\phi_v$  - puterea variatorului
2  /*           $\phi_c$  - puterea compensatorului
3  /*           $\beta_{vw}$  - mărirea transversală a variatorului în config. W
4  /*           $\beta_{cw}$  - mărirea transversală a compensatorului în config. W
5  /*           $x_{vMAX}$  - deplasarea maximă a variatorului
6  /*          pas - pasul de deplasare
7  /*  Ieșiri:   $x_{c1}$ ,  $x_{c2}$  - deplasările posibile ale compensatorului
8  {   $f_v = 1 / \phi_v$ 
9     $f_c = 1 / \phi_c$ 
10    $x_v = 0$ 
11   REPETĂ
12   {   $\beta_v = \frac{\beta_{vw}}{1 - \phi_v \beta_{vw} x_v}$ 
13     se calculează d cu formula (2.40)
14      $\beta_{c1} = \frac{-d - \sqrt{d^2 - 4}}{2}$ 
15      $\beta_{c2} = \frac{1}{\beta_{c1}}$ 
16      $x_{c1} = f_c (\beta_{c1} - \beta_{cw})$ 
17      $x_{c2} = f_c (\beta_{c2} - \beta_{cw})$ 
18      $x_v = x_v + pas$ 
19   }
20   PÂNĂ CÂND  $x_v > x_{vMAX}$ 
21 }
```

Pentru stabilirea sensului de deplasare, a valorilor extreme și a punctelor singulare se impune calculul derivatelor de ordinele unu și doi :

$$\frac{\partial x_c}{\partial x_v} \text{ și } \frac{\partial^2 x_c}{\partial x_v^2}.$$

Prin derivare se obține :

$$\boxed{\frac{\partial Z}{\partial x_c} = 1 - \beta_c^2}, \quad (2.42)$$

$$\frac{\partial Z}{\partial x_v} = \beta_v^2 (1 - \beta_c^2), \quad (2.43)$$

$$\frac{\partial^2 Z}{\partial x_v^2} = -2\phi_c \beta_c^2 (1 - \beta_v^2)^2 - 2\phi_v \beta_c^2 \beta_v^3, \quad (2.44)$$

$$\frac{\partial^2 Z}{\partial x_c^2} = -2\phi_c \beta_c^2. \quad (2.45)$$

$$\frac{\partial^2 Z}{\partial x_v \partial x_c} = 2\phi_c \beta_c^2 (1 - \beta_v^2). \quad (2.46)$$

Având în vedere faptul că punctele în care  $|\beta_v| = 1$  sunt puncte de extrem, trebuie să se calculeze derivatele de ordinul 2 în aceste puncte:

$$\frac{\partial^2 Z}{\partial x_c \partial x_v} = 0, \quad (2.47)$$

$$\frac{\partial^2 Z}{\partial x_v^2} = -2\phi_v \beta_c^2 \beta_v^3, \quad (2.48)$$

$$\frac{\partial x_c}{\partial x_v} = -\frac{\beta_c^2 (1 - \beta_v^2)}{1 - \beta_c^2}, \quad (2.49)$$

$$\frac{d^2 x_c}{dx_v^2} \Big|_{|\beta_v|=1} = \frac{2\phi_v \beta_v \beta_c^2}{1 - \beta_c^2}. \quad (2.50)$$

S-au calculat primele două derivate al deplasării compensatorului în raport cu deplasarea variatorului.

Din ecuația (2.49) rezultă că dacă  $|\beta_v| = 1$  atunci  $x_c$  are un extrem.

Ca să se poată stabili dacă extremul este un maxim sau un minim, a fost necesar calculul derivatei a doua.

Se constată că pot apărea următoarele opt cazuri și anume: patru minime și patru maxime, pentru deplasarea compensatorului în raport cu cea a variatorului:

$$\text{MINIME pentru : } \left\{ \frac{\partial^2 x_c}{\partial x_v^2} > 0 \right. \left. \begin{array}{l} \beta_v = 1 \left\{ \begin{array}{l} \phi_v > 0, |\beta_c| < 1 \\ \phi_v < 0, |\beta_c| > 1 \end{array} \right. \\ \beta_v = -1 \left\{ \begin{array}{l} \phi_v > 0, |\beta_c| > 1 \\ \phi_v < 0, |\beta_c| < 1 \end{array} \right. \end{array} \right. \quad (2.51)$$

$$\text{MAXIME pentru : } \begin{cases} \frac{\partial^2 x_c}{\partial x_v^2} < 0 \\ \beta_v = 1 \begin{cases} \phi_v > 0, |\beta_c| > 1 \\ \phi_v < 0, |\beta_c| < 1 \end{cases} \\ \beta_v = -1 \begin{cases} \phi_v > 0, |\beta_c| < 1 \\ \phi_v < 0, |\beta_c| > 1 \end{cases} \end{cases} \quad (2.52)$$

Se poate observa că punctul pentru care  $|\beta_v|=1$  și  $|\beta_c|=1$  este un punct singular. Pentru a se putea determina natura acestuia, trebuie calculat Hessianul

$$H = 4\phi_v\phi_c\beta_c^5\beta_v^3. \quad (2.53)$$

Se observă că  $H \neq 0$  și deci punctul singular este nedegenerat.

Pentru ca să nu fie izolat, trebuie ca  $H < 0$ .

Dacă se consideră punctele pentru care  $\beta_v = \beta_c = +1$  și  $\beta_v = \beta_c = -1$ , atunci pentru  $\phi_c \phi_v < 0$  se obține  $H < 0$  și deci punctul singular este punct dublu și deci vecinătatea sa poate fi descrisă de ecuația următoare :

$$Z(x_v, x_c) = \frac{\partial^2 Z}{\partial x_v^2} x_v^2 + 2 \frac{\partial^2 Z}{\partial x_v \partial x_c} x_v x_c + \frac{\partial^2 Z}{\partial x_c^2} x_c^2 = 0, \quad (2.54)$$

care devine :

$$\phi_v x_v^2 + \phi_c x_c^2 = 0. \quad (2.55)$$

Dacă se consideră punctul pentru care  $\beta_v = \pm 1$ ,  $\beta_c = \mp 1$  atunci, pentru ca  $H$  să fie negativ, trebuie ca  $\phi_v \phi_c > 0$ .

Avantajul principal al modulelor zoom, care într-o anumită configurație, satisfac simultan condițiile  $|\beta_v|=1$  și  $|\beta_c|=1$ , este că în această configurație curbele

$x_{c1} = x_{c1}(x_v)$  și  $x_{c2} = x_{c2}(x_v)$  sunt tangente, fapt care permite schimbarea traiectoriei compensatorului de pe o curbă pe alta.



### 2.8.4. Sinteza gaussiană a sistemelor variofocale cu domeniul de variație extins

În capitolele precedente s-a arătat că cele mai eficiente scheme pentru sistemele supraangulare sunt de tip  $P(N-P)$ , iar pentru telesisteme schemele  $P(P-N)$ , adică structuri de tip dublet. De asemenea, s-a arătat că atât la sistemele variofocale supraangulare cât și la sistemele variotele, schema structurală nu se modifică în procesul de variație a distanței focale, adică aceste sisteme rămân de tip  $P(N-P)$ , respectiv  $P(P-N)$ .

Variosistemele cu domeniul extins vor trebui deci să aibă în poziția supraangulară (W) o schemă de tip  $P(N-P)$ , iar în poziția tele (T) o schemă de tip  $P(P-N)$ . În aceste condiții este cert faptul că la sistemele variofocale cu domeniul extins, se modifică fundamental structura în procesul de variație a distanței focale, ele transformându-se continuu din sisteme supraangulare în telesisteme și invers, trecând prin poziția de obiective normale (M).

Așadar, un sistem variofocal cu domeniul extins este format din cel puțin trei module lenticulare. Modulele extreme formează scheletul de tip dublet al sistemului, iar modulul intermediar produce, prin deplasarea sa, variația distribuției puterilor în sistem. Astfel, pot fi imaginat două scheme funcționale care respectă principiile formulate mai sus, reprezentate în figura 2.26 și denumite tip  $P - N - P$  și tip  $N - P - N$ .

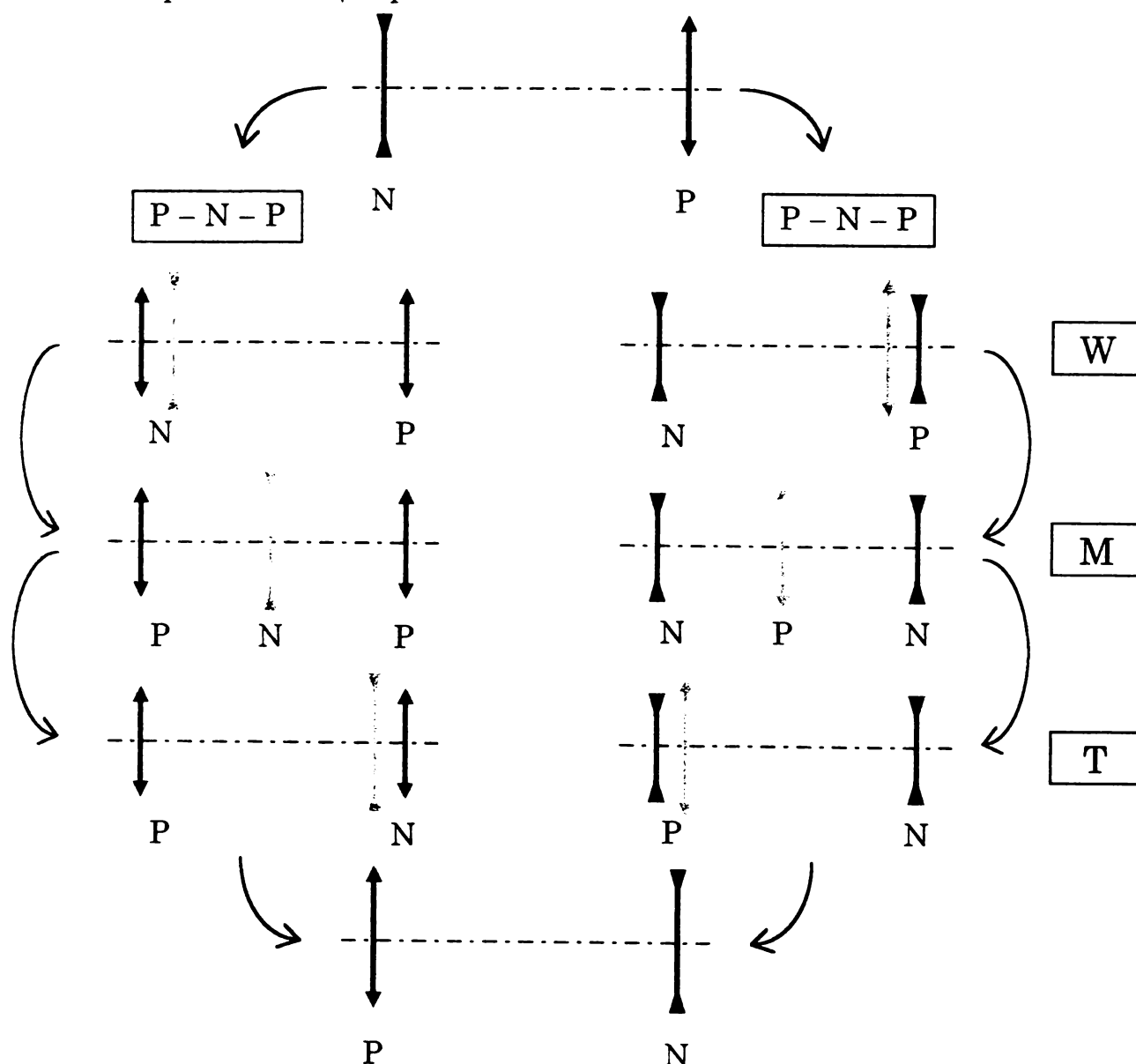


Fig. 2.26 Variația distribuției puterilor la sistemele variofocale

### 2.8.4.1. Sinteza gaussiană a sistemelor de tip P – N – P

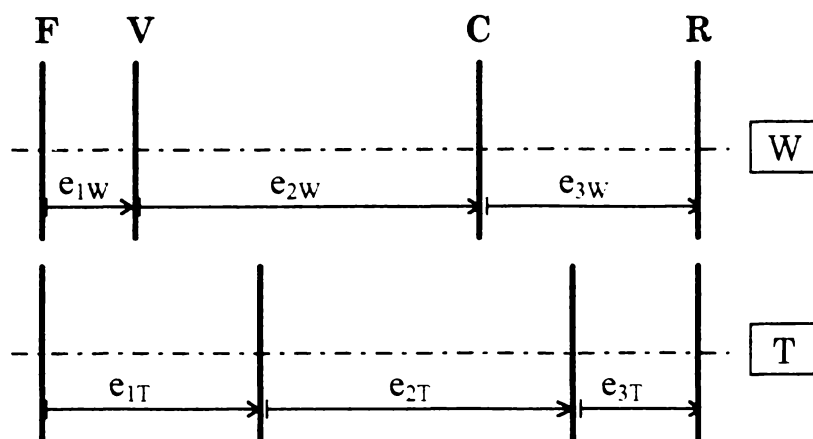


Fig. 2.27 Sistemul variofocal în configurațiile extreme

Schema de calcul este prezentată în figura 2.27, în care  $e_{1W}$ ,  $e_{2W}$ ,  $e_{3W}$ ,  $e_{1T}$ ,  $e_{2T}$ ,  $e_{3T}$ , sunt distanțele între module în pozițiile zoom inițială și finală și trebuie să fie mai mari decât  $e_{MIN}$  - o distanță minimă între grupuri a cărei valoare se alege în așa fel încât să se asigure că:

- modulele nu se ciocnesc;
- după introducerea grosimilor, în sinteza seideliană, distanțele dintre module sunt pozitive.

#### 1. Calculul modulului variator

Calculul sistemului începe cu determinarea sistemului variator în următoarele ipoteze:

- variatorul este activ și realizează singur variația distanței focale în limitele stabilite, deci  $Vz = \beta_{VT} / \beta_{VW}$  de unde rezultă  $\beta_{VT} = Vz \beta_{VW}$ ;
- puterea variatorului este negativă  $\phi_v < 0$ ;
- deplasarea variatorului este pozitivă  $x_v > 0$ .

Din relația (2.13) se obține puterea variatorului:

$$\phi_v = \frac{\beta_{VT} - \beta_{VW}}{\beta_{VT} \beta_{VW} x_{VMAX}} = \frac{Vz - 1}{Vz \beta_{VW} x_{VMAX}} < 0. \quad (2.61)$$

În condițiile impuse variatorului, acesta poate fi unul din tipurile VN1, VN2 sau VN3, care satisfac condiția  $\beta_{VW} < 0$ .

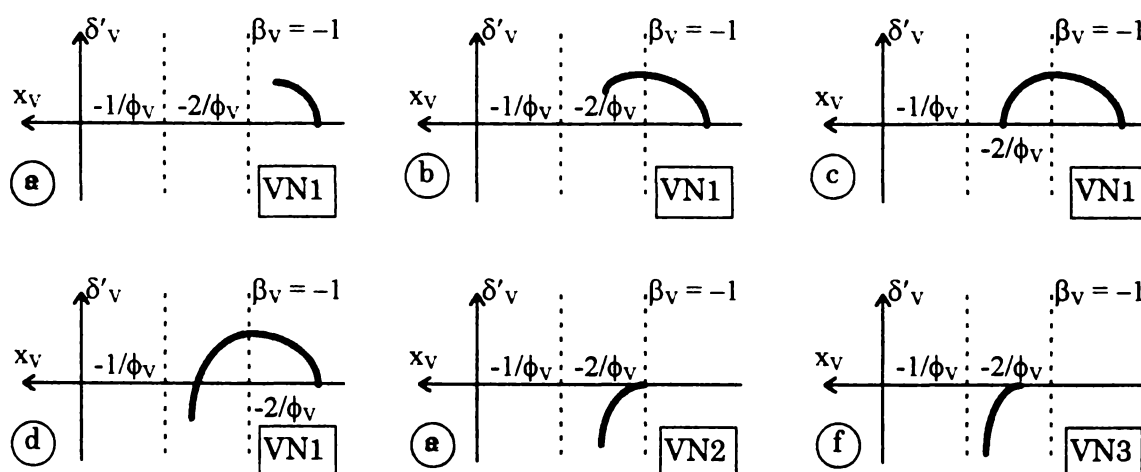


Fig. 2.28.a-f Principalele tipuri de variatoare

Alegerea tipului de variator se face odată cu alegerea măririi transversale  $\beta_{VW}$ . Tipurile sunt reprezentate în figura 2.28.a-f. În condițiile în care  $V_Z$  și  $x_{VMAX}$  sunt impuse, între schemele prezentate mai sus, se poate face o ordonare în funcție de mărimea și sensul deplasării planului imagine al variatorului.

Sistemele a) și b) cu  $\beta_{VW} < -\sqrt{1/V_Z}$ , au dezavantajul unei puteri mari, dar avantajul unei deplasări minime în sens pozitiv a planului imagine al variatorului.

Sistemul c), cu  $\beta_{VW} = -\sqrt{1/V_Z}$ , are avantajul folosirii celui de al doilea punct de compensare completă, cu  $\beta_{VT} = 1/\beta_{VW}$  și deci puterea are expresia:

$$\phi_V = \frac{1 - \beta_{VW}^2}{\beta_{VW} x_{VMAX}} = \frac{1 - V_Z}{\sqrt{V_Z} x_{VMAX}} < 0. \quad (2.57)$$

Sistemul d) prezintă neajunsul că deplasarea  $\delta'_V$  poate fi atât pozitivă cât și negativă, ceea ce face dificil calculul compensatorului. Sistemele e) și f) au avantajul unei variații rapide, cu deplasări  $x_V$  minime, dar dezavantajul unei deplasări mari a planului imagine al sistemului.

După stabilirea variatorului și calcularea puterii acestuia se determină abscisa obiect cu relația:

$$a_{VW} = \frac{1 - \beta_{VW}}{\beta_{VW} \phi_V} > 0. \quad (2.58)$$

Pentru a putea calcula compensatorul, trebuie determinată deplasarea maximă a planului imagine al variatorului, produsă de deplasarea acestuia  $x_V$ :

$$\delta'_{VMAX1} = \frac{(\beta_{VW} + 1)^2}{\phi_V \beta_{VW}} \text{ pentru VN1 cu } \beta_{VT} \in [-1, 1/\beta_{VW}]. \quad (2.59)$$

$$\delta'_{VMAX2} = \frac{\phi_V \beta_{VW} x_{VMAX}^2 + (\beta_{VW}^2 - 1) x_{VMAX}}{\phi_V \beta_{VW} x_{VMAX} - 1} \text{ pentru VN1 cu } \beta_{VT} < -1, \text{ VN2, VN3.}$$

În cazul în care deplasarea variatorului de tip VN1 conduce la  $\beta_{VT} > 1/\beta_{VW}$ , atunci:

$$\delta'_{VMAX} = \begin{cases} \delta'_{VMAX1}, & \text{daca } |\delta'_{VMAX1}| > |\delta'_{VMAX2}|, \\ \delta'_{VMAX2}, & \text{daca } |\delta'_{VMAX2}| > |\delta'_{VMAX1}|. \end{cases} \quad (2.60)$$

## 2. Calculul modulului focator

Având în vedere faptul că abscisa obiect a focatorului este infinită, se calculează puterea focatorului cu relația:

$$\phi_F = 1 / (a_{VW} + e_{1W}). \quad (2.61)$$

cu  $e_{1W} > e_{MIN}$ .

## 3. Calculul modulului compensator

Pentru menținerea constantă a planului imagine, deplasarea  $x_C$  a compensatorului trebuie să satisfacă ecuația:

$$c_2 x_C^2 + c_1 x_C + c_0 = 0 \quad (2.62)$$

cu

$$c_2 = \phi_C \beta_{CW}. \quad (2.63)$$

$$c_1 = -(1 - \beta_{CW}^2 + \phi_C \beta_{CW} \delta_C). \quad (2.64)$$

$$c_0 = -\delta_C \beta_{CW}^2. \quad (2.65)$$

unde  $\delta_C$  este deplasarea planului obiect al compensatorului care corespunde deplasării planului imagine al variatorului. Sensul deplasării compensatorului are o influență directă asupra dimensiunilor de gabarit ale sistemului. Acesta se poate determina în funcție de sensul deplasării planului obiect al compensatorului și de valoarea măririi transversale a compensatorului în poziția W:

$$\text{dacă} \quad \begin{cases} \delta_C > 0 \text{ si } |\beta_{CW}| < 1, \text{ atunci } x_C < 0, \\ \delta_C < 0 \text{ si } |\beta_{CW}| > 1, \text{ atunci } x_C < 0, \\ \delta_C > 0 \text{ si } |\beta_{CW}| > 1, \text{ atunci } x_C > 0, \\ \delta_C < 0 \text{ si } |\beta_{CW}| < 1, \text{ atunci } x_C > 0. \end{cases} \quad (2.66)$$

Compensatoarele cu deplasare negativă conduc la sisteme mai compacte.

Pentru a calcula compensatorul, trebuie calculată mai întâi abscisa obiect a acestuia cu relația:

$$a_{CW} = a'_{vW} - e_{2W} = \frac{a_{vW}}{1 + a_{vW}\phi_V} - e_{2W}. \quad (2.67)$$

Mărirea transversală are expresia:

$$\beta_{CW} = \frac{1}{1 + \phi_C a_{CW}}. \quad (2.68)$$

Calculul puterii compensatorului se face diferențiat, în funcție de tipul acestuia, după cum urmează:

**a. Compensatoare cu limita de compensare  $\delta_{CMAX} = \delta_{CMAX1}$  (CP1, CP3, CN5, CN7)**

Dacă se introduce expresia măririi transversale  $\beta_{CW}$  în expresia deplasării maxime compensabile  $\delta_{CMAX1}$  și se obține ecuația:

$$c_2 \phi_C^2 + c_1 \phi_C + c_0 = 0, \quad (2.69)$$

$$c_2 = \delta_{CMAX1} a_{CW} + a_{CW}^2, \quad (2.70)$$

$$c_1 = \delta_{CMAX1} + 4 a_{CW}, \quad (2.71)$$

$$c_0 = 4, \quad (2.72)$$

din care rezultă două soluții.

**b. Compensatoare cu limita de compensare  $\delta_{CMAX} = \delta_{CMAX2}$  (CP5, CP7, CN1, CN3)**

În acest caz soluția este unică și se determină cu relația:

$$\phi_C = -\frac{\delta_{CMAX2}}{a_{CW}(\delta_{CMAX2} + a_{CW})}. \quad (2.73)$$

Dacă  $\phi_C$  mic implică un  $x_C$  mare, atunci se poate majora  $\delta_{CMAX2}$  până când se ajunge la un  $\phi_C$  acceptabil.

c. *Compensatoare nelimitate cu  $|\beta_{CW}| = 1$  (CP2, CP6, CN2, CN6)*

Dacă se impune deplasarea maximă a compensatorului, corespunzătoare deplasării maxime a planului obiect al acestuia, atunci puterea compensatorului se calculează cu relația:

$$\phi_C = \frac{\delta_{C\text{MAX}}}{x_{C\text{MAX}} \beta_{CW} (x_{C\text{MAX}} - \delta_{C\text{MAX}})}. \quad (2.74)$$

Diferitele tipuri de compensatoare au următoarele acțiuni:

$$\begin{aligned} \text{CP2 : } \beta_{CW} = -1 : \delta_{C\text{MAX}} \leq 0 : & \begin{cases} x_C > 0: \beta_C \downarrow \\ x_C < 0: \beta_C \uparrow \end{cases} \\ \text{CP6 : } \beta_{CW} = 1 : \delta_{C\text{MAX}} \geq 0 : & \begin{cases} x_C > 0: \beta_C \uparrow \\ x_C < 0: \beta_C \downarrow \end{cases} \\ \text{CN2 : } \beta_{CW} = 1 : \delta_{C\text{MAX}} \leq 0 : & \begin{cases} x_C > 0: \beta_C \downarrow \\ x_C < 0: \beta_C \uparrow \end{cases} \\ \text{CN2 : } \beta_{CW} = -1 : \delta_{C\text{MAX}} \geq 0 : & \begin{cases} x_C > 0: \beta_C \uparrow \\ x_C < 0: \beta_C \downarrow \end{cases} \end{aligned}$$

d. *Compensatoare nelimitate cu  $|\beta_{CW}| = \infty$  (CP4, CN4)*

O altă categorie de compensatoare, cu limită infinită de compensare, o reprezintă compensatoarele de tip CP4 și CN4. Aceste compensatoare sunt inactive, formând imaginea la  $\infty$ , în orice poziție zoom. La aceste compensatoare, deplasarea  $x_C$  este egală cu deplasarea planului obiect al compensatorului:  $x_C = \delta_C$ . Puterea compensatorului se calculează cu relația  $\phi_C = 1 / a_C$ .

e. *Compensatoare nelimitate pe o direcție cu  $|\beta_{CW}| \neq 1$*

O altă categorie de compensatoare o reprezintă cele cu compensare nelimitată pe o singură direcție: CP5, CP6, CP7, cu  $\delta_C > 0$  și CP1, CP2, CP3 cu  $\delta_C < 0$  și negative CN1, CN2, CN3 cu  $\delta_C < 0$  și CN5, CN6, CN7 cu  $\delta_C > 0$ .

În acest caz puterea compensatorului se calculează cu relația:

$$\phi_C = -\frac{\beta_{CW}}{x_{C\text{MAX}}} + \frac{1}{\beta_{CW} (x_{C\text{MAX}} - \delta_{C\text{MAX}})}, \quad (2.75)$$

care are un minim în punctul:

$$\beta_{CW} = \pm \sqrt{\frac{x_{C\text{MAX}}}{\delta_{C\text{MAX}} - x_{C\text{MAX}}}}. \quad (2.76)$$

În continuare, se calculează abscisa imagine a compensatorului cu relația:

$$a'_{CW} = \frac{a_{CW}}{1 + \phi_C a_{CW}} = \frac{1 - \beta_{CW}}{\phi_C}. \quad (2.77)$$

#### 4. Calculul modulului releu

Dacă abscisa imagine a compensatorului nu corespunde cerințelor impuse prin tema de proiectare asupra poziției imaginii sistemului, atunci este necesară calcularea unui grup lenticular releu care să preia imaginea dată de compensator și să o formeze într-un plan dorit.

Mărirea transversală a releului se calculează cu relația:

$$\beta_{RW} = \frac{f_W \phi_F}{\beta_{VW} \beta_{CW}}. \quad (2.78)$$

În continuare se calculează puterea releului cu relația:

$$\phi_R = \frac{1 - \beta_{RW}}{a'_{RW}} \quad (2.79)$$

și se verifică distanța  $e_{3W}$  cu relația:

$$e_{3W} = \frac{\beta_{RW} a'_{CW} - a'_{RW}}{\beta_{RW}}. \quad (2.80)$$

##### 2.8.4.2. Sinteza gaussiană a sistemelor de tip N – P – N

Calculul sistemelor de tip N–P–N este similar cu cel pentru sisteme de tip P–N–P, ținând seama de faptul că  $x_{VMAX} < 0$  și  $\beta_{VW} < 0$  și deci:

$$\phi_V = \frac{V_Z - 1}{V_Z \beta_{VW} x_{VMAX}} > 0. \quad (2.81)$$

##### 2.8.4.3. Sinteza gaussiană a sistemelor detensionate, cu deplasări relaxate

Sistemele detensionate sunt acele sisteme variofocale care realizează factorul de variație impus în condițiile unor puteri minime ale modulului zoom. Menținerea factorului de variație în condițiile reducerii puterilor se obține prin extinderea domeniului de variație al compensatorului, adică prin distribuția factorului de variație atât pe variator cât și pe compensator. Această distribuție nu poate fi realizată decât la sisteme care satisfac, într-o anumită configurație, condiția:

$$|\beta_V| = |\beta_C| = 1. \quad (2.82)$$

În general, nu se admite ca mărirea transversală să ia valoarea  $\beta = 1$ , deoarece, în acest caz, există posibilitatea formării unor imagini reale în interiorul sistemului. De aceea, modulele variator și compensator trebuie să satisfacă simultan condiția:

$$\beta_V = \beta_C = -1. \quad (2.83)$$

Pentru a se putea realiza sinteza acestor sisteme, se consideră cunoscut atât factorul de variație  $V_Z$  al modulului zoom cât și distribuția factorului de variație pe cele două module, pe variator  $V_{Z_V}$  și compensator  $V_{Z_C}$ .

Calculul puterilor se efectuează conform algoritmului prezentat în continuare.

Dacă distanța dintre module este mai mică sau mult mai mare decât  $e_{MIN}$ , atunci se ajustează distribuția factorului de variație pe cele două module, până când se obține o distanță convenabilă.

Este cert faptul că la aceste sisteme mărirea transversală a modulului zoom variază în intervalul:

$$\beta_M \in [1/\sqrt{V_Z}, \sqrt{V_Z}]. \quad (2.84)$$

### Algoritm pentru sinteza modulelor variofocale cu domeniul extins

```

1  /*  Intrări:  Vz - factorul de variație zoom
2  /*      xVMAX - deplasarea maximă a variatorului
3  /*      fw - distanța focală a sistemului în config. W
4  /*      pas - pasul de deplasare a variatorului
5  /*  Ieșiri:  φF - puterea focatorului (F)
6  /*      φV - puterea variatorului (V)
7  /*      φC - puterea compensatorului (C)
8  /*      φR - puterea releului (R)
9  /*      e1W - distanța dintre (F) și (V) în config. W
10 /*      e2W - distanța dintre (V) și (C) în config. W
11 /*      e3W - distanța dintre (C) și (R) în config. W
12 {      VzV = 1.1
13      REPETĂ
14      {      VzC = Vz / VzV
15              βVW = -1 / (VzV)1/2
16              φV = (VzV - 1) / VzV / βVW / xVMAX
17              δ'VMAX = (βVW + 1)2 / φV / βVW
18              βCW = -1 / (VzC)1/2
19              φC = -(βCW + 1)2 / βCW / δ'VMAX
20              e2W = (1 - βVW) / φV - (1 - βCW) / φC / βCW
21              e2T = (βVW - 1) / φV / βVW + (1 - βCW) / φC
22              e2M = 2 (1/φC + 1/φV)
23      DACĂ xVMAX > 0 ATUNCI
24      {
25          DACĂ e2T > eMIN ATUNCI
26          {
27              φF = 1 / (aVW + eMIN)
28              aRW = a'CW - eMIN
29              βRW = fw φF / βVW / βCW
30              a'RW = aRW βRW
31              φR = (1 - βRW) / βRW / aRW
32              e1W = eMIN
33              e3W = eMIN
34              e1T = eMIN + xVMAX
35              e3T = eMIN + e2W - xVMAX - e2T
36          }
37          STOP
38      }
39      DACĂ xVMAX < 0 ATUNCI
40      {

```

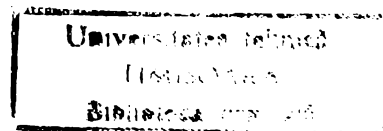
```

41      DACĂ  $e_{2W} < e_{MIN} + 0.01$  ATUNCI
42      {
43           $\phi_F = 1 / (a_{VW} + e_{MIN} - x_{VMAX})$ 
44           $a_{RW} = a'_{CW} - (e_{2T} + x_{VMAX})$ 
45           $\beta_{RW} = f_W \phi_F / \beta_{VW} / \beta_{CW}$ 
46           $a'_{RW} = a_{RW} \beta_{RW}$ 
47           $\phi_R = (1 - \beta_{RW}) / \beta_{RW} / a_{RW}$ 
48           $e_{1W} = e_{MIN} - x_{VMAX}$ 
49           $e_{3W} = e_{2T} + x_{VMAX}$ 
50           $e_{1T} = e_{MIN}$ 
51           $e_{3T} = e_{MIN}$ 
52      }
53      STOP
54  }
55       $V_{ZV} = V_{ZV} + pas$ 
56  }
57  PÂNĂ CÂND  $V_{ZV} > V_Z$ 
58  }
```

Folosind acest algoritmul s-a determinat o gamă completă de sisteme variofocale cu factori de variație între 3 și 10 cu deplasări relaxate, pentru o deplasare maximă a variatorului de 30 mm, 35 mm, și 40 mm, de tip P-N-P și N-P-N, listate selectiv în tabelul 6.1 și 6.2 pentru mai multe valori ale distanței focale în poziția W între 10 și 100 mm.

În figurile 2.29 și 2.30 s-au prezentat abscisa imagine a sistemului  $a'_{RW}$  în funcție de factorul de variație zoom, pentru mai multe valori ale distanței focale în poziția supraangulară  $f_W$ , pentru sistemele de tip N-P-N și respectiv P-N-P. Din aceste diagrame se poate deduce faptul că, la acest tip de sisteme, abscisa imagine crește în funcție de distanța focală a sistemului în poziția supraangulară. Această creștere este mult mai mare la sistemele de tip N-P-N decât la sistemele P-N-P. Astfel, din diagrame, pot fi deduse sistemele care pot fi folosite la aparatele de fotografiat la care abscisa imagine poate avea valori între 40 mm și 60 mm, ceea ce permite montarea oglinzii rabatabile. Pentru obiectivele camerelor de luat vederi, care folosesc CCD-uri, abscisa imagine are în general valori mai mici de 40 mm.

În figura 2.31 este reprezentată distribuția factorului de variație  $V_Z$  pe cele două module active: variator  $V_{ZV}$  și compensator  $V_{ZC}$ , pentru diferite valori ale distanței minime între module, atât pentru sisteme de tip P-N-P cât și pentru cele de tip N-P-N. Curbele pentru  $e_{MIN} = 0$  limitează, pentru ambele tipuri de sisteme, valorile lui  $V_{ZV}$  și  $V_{ZC}$ , determinând astfel domeniile de existență ale sistemelor; valorile limită sunt date în tabelul 2.5.





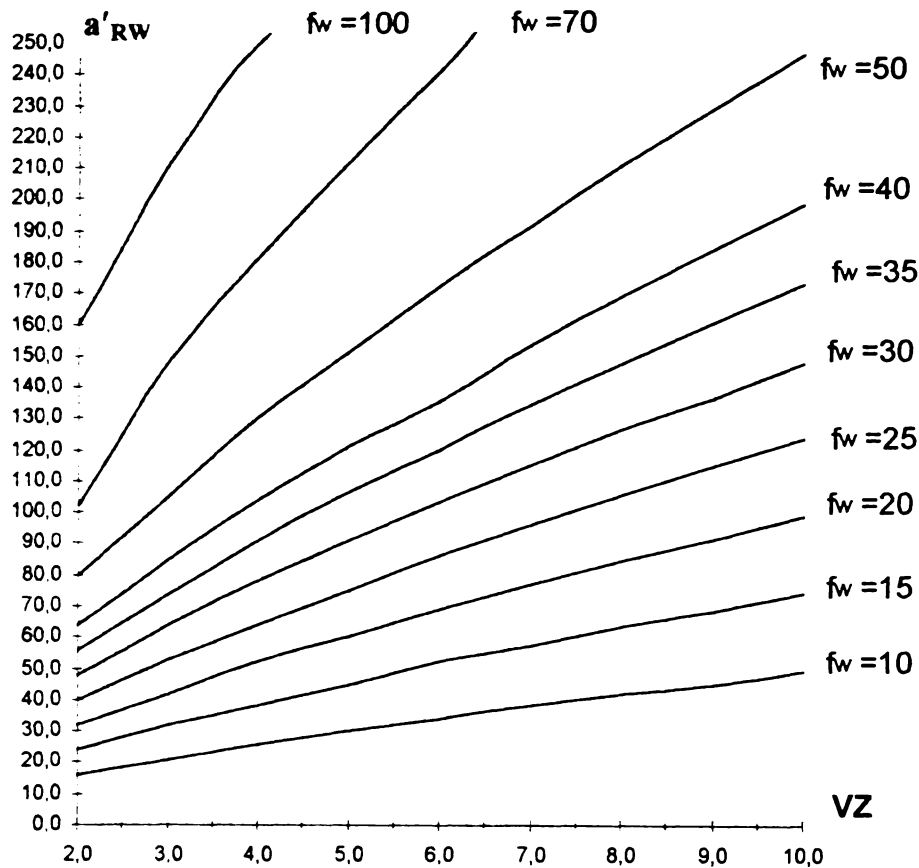


Fig. 2.29 Abscisa imagine a sistemului  $a'_{RW}$  în funcție de factorul de variație zoom, pentru mai multe valori ale distanței focale în poziția supraangulară  $f_w$ , pentru sistemele de tip N-P-N

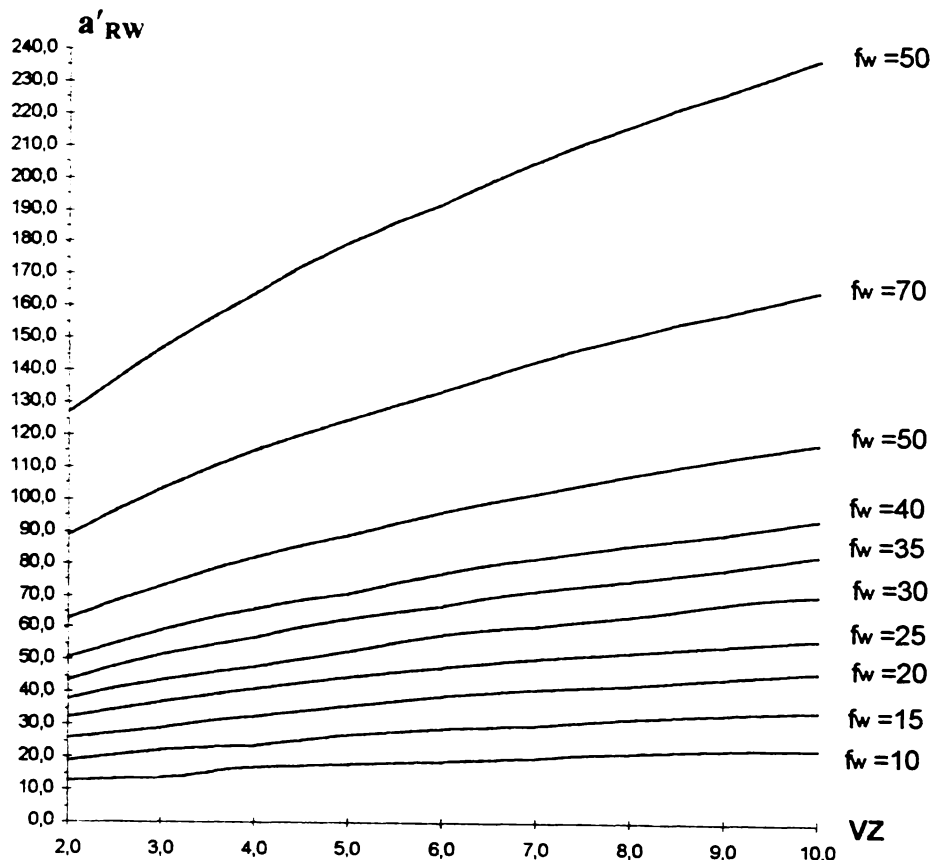


Fig. 2.30 Abscisa imagine a sistemului  $a'_{RW}$  în funcție de factorul de variație zoom, pentru mai multe valori ale distanței focale în poziția supraangulară  $f_w$ , pentru sistemele de tip P-N-P

Tabelul 2.5 Valorile limită ale distribuției factorului de variație pe variator și compensator

$V_z$	$V_{zv \text{ MIN}}$ pentru sisteme P-N-P cu $e_{\text{MIN}} = 0$	$V_{zv \text{ MAX}}$ pentru sisteme N-P-N cu $e_{\text{MIN}} = 0$
2	1.4358	1.3933
3	1.7989	1.6680
4	2.1242	1.8833
5	2.4254	2.0618
6	2.7092	2.2149
7	2.9798	2.3494
8	3.2399	2.4694
9	3.4915	2.5778
10	3.7359	2.6769

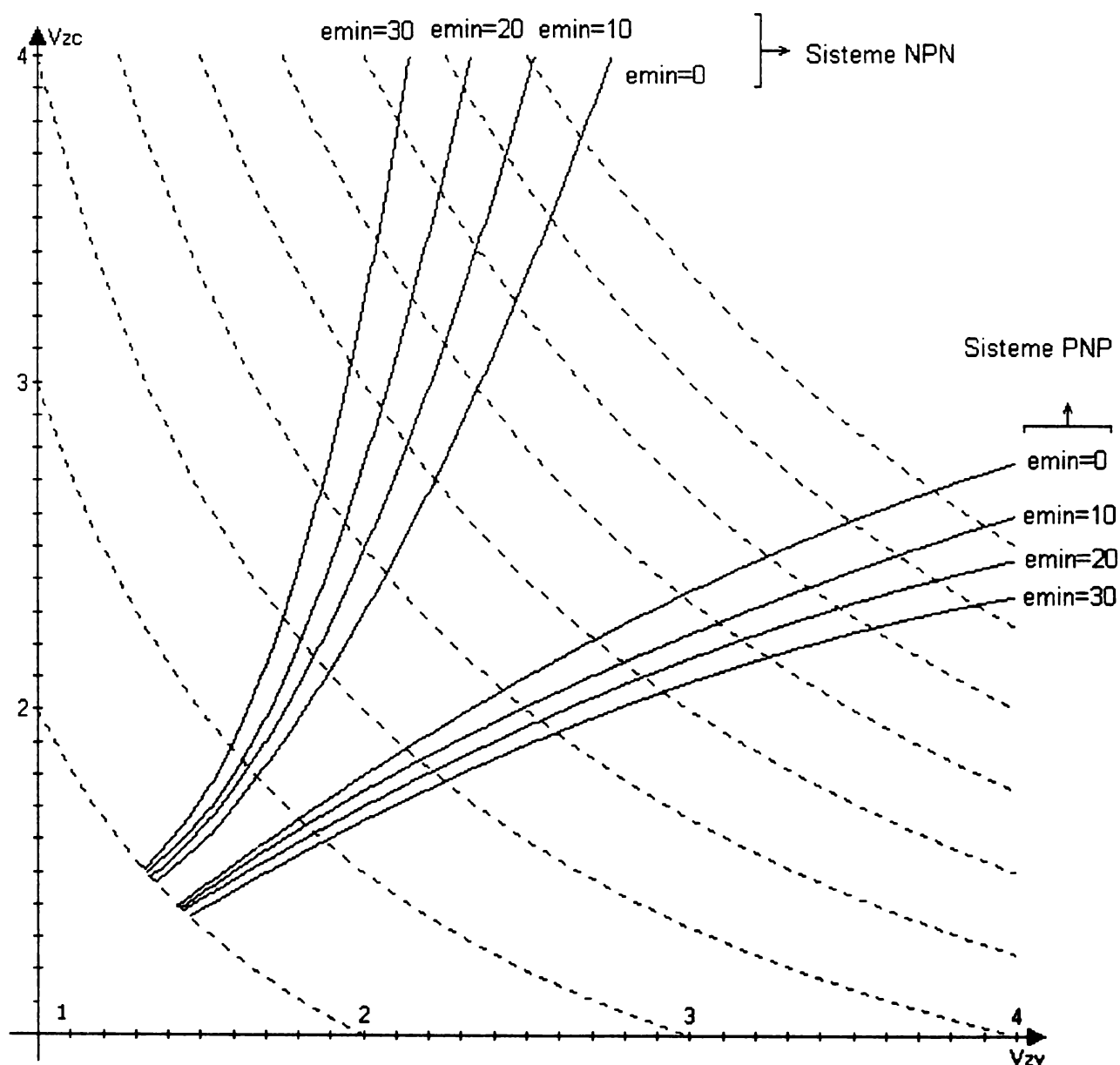


Fig. 2.31 Distribuția factorului de variație pe variator și compensator, în dependență de distanța minimă între module

## 2.9. DETERMINAREA LIMITELOR FUNDAMENTALE ALE UNUI SISTEM OPTIC VARIOFOCAL

Una din contribuțiile lui Hamilton în domeniul opticii constă în conceperea unor funcții scalare, numite funcții caracteristice, care caracterizează complet formarea imaginii de către sistemele optice. Una dintre aceste funcții caracteristice este funcția caracteristică unghiulară:  $W(L, M, L', M')$ .

Fie un sistem optic cu mediile spațiilor obiect și imagine omogene și izotrope, cu indicii de refracție  $n = n' = 1$ , reprezentat în figura 2.32 și fie un sistem de coordonate  $Oxyz$  asociat spațiului obiect și un sistem de coordonate  $O'x'y'z'$  asociat spațiului imagine. Axele  $z$  ale ambelor sisteme coincid cu axa optică.

O rază de lumină intersectează planul  $Oxy$  în punctul  $A$  și planul  $O'x'y'$  în punctul  $B$ . Se notează cu  $P$  și  $Q$  punctele de intersecție ale razei cu normalele coborâte din  $O$  respectiv  $O'$  pe rază.

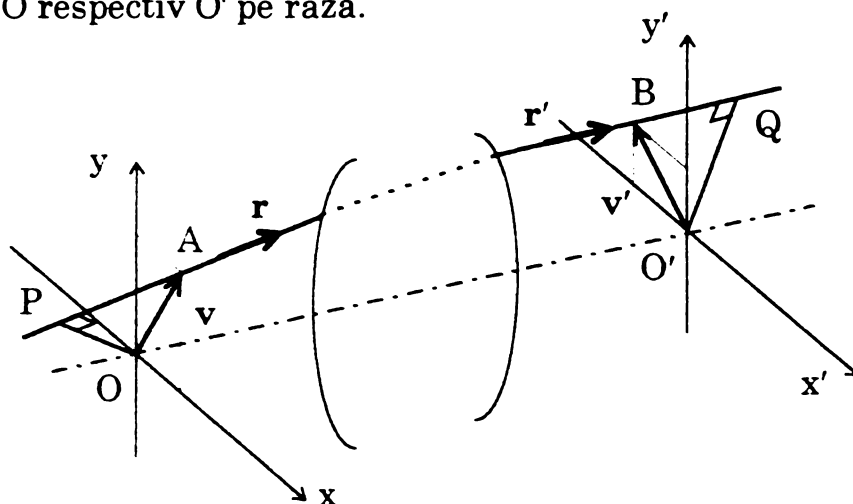


Fig. 2.32 Planele de referință ale funcției caracteristice

Valoarea funcției caracteristice este lungimea drumului optic între  $P$  și  $Q$ . Planele  $Oxy$  și  $O'x'y'$  se numesc planele de referință ale funcției caracteristice. Fie  $v(x, y)$  și  $v'(x', y')$  vectorii de poziție ai punctelor  $A$  și  $B$  și  $r(L, M, N)$  și  $r'(L', M', N')$  versorii direcțiilor razei în spațiile obiect și imagine.

Din ecuațiile fundamentale ale opticii hamiltoniene intersecțiile unei raze, care are direcțiile în spațiile obiect și imagine date și care trece printr-un sistem caracterizat de funcția caracteristică  $W$ , cu planele de referință, sunt date de expresiile:

$$v = \frac{\partial W}{\partial r} \text{ cu } x = \frac{\partial W}{\partial L} \text{ și } y = \frac{\partial W}{\partial M} \quad (2.85)$$

și

$$v' = -\frac{\partial W}{\partial r'} \text{ cu } x' = -\frac{\partial W}{\partial L'} \text{ și } y' = -\frac{\partial W}{\partial M'}. \quad (2.86)$$

Funcția caracteristică este, așadar, o funcție de patru variabile:  $L, M, L'$  și  $M'$ .

Dacă sistemul optic este axial simetric, atunci funcția caracteristică se poate scrie în funcție de trei variabile.

Hamilton a folosit variabilele:

$$r^2 = \mathbf{r} \cdot \mathbf{r} = L^2 + M^2, \quad \mathbf{r} \cdot \mathbf{r}' = L L' + M M', \quad r'^2 = \mathbf{r}' \cdot \mathbf{r}' = L'^2 + M'^2 \quad (2.87)$$

Consecința practică imediată ce rezultă din aceste ecuații constă în faptul că, dacă se cunoaște versorul  $\mathbf{r}$  și vectorul  $\mathbf{v}$ , atunci din primele două ecuații se poate obține vectorul  $\mathbf{v}'$ .

Acest proces de determinare a caracteristicilor razei în spațiul imagine a fost denumit de Walther [AN113] *drumuirea falsă*.

Funcția caracteristică poate fi dezvoltată în serie [DZ24]:

$$W(\mathbf{r}, \mathbf{r}') = a/2 \mathbf{r}'^2 - f \mathbf{r} \mathbf{r}' + b/2 \mathbf{r}^2 + w_1 \mathbf{r}'^4 + w_2 \mathbf{r}'^2 (\mathbf{r} \mathbf{r}') + w_3 (\mathbf{r} \mathbf{r}')^2 + w_4 \mathbf{r}'^2 \mathbf{r}^2 + w_5 (\mathbf{r} \mathbf{r}') \mathbf{r}^2 + w_6 \mathbf{r}^4 + O(6). \quad (2.88)$$

unde:

$O(6)$  reprezintă termenii de ordinul 6 și superiorii;

- a este distanța de la planul de referință din spațiul imagine până la planul focal imagine;
- b este distanța de la planul focal obiect până la planul de referință din spațiul obiect;
- f este distanța focală imagine a sistemului optic.

Coefficienții  $a$ ,  $b$ ,  $f$  determină complet proprietățile de ordinul I ale sistemului, iar coeficienții  $w_1, \dots, w_6$  determină complet proprietățile de ordinul III.

Dacă coeficienții  $w_1, \dots, w_6$  sunt cunoscuți, formarea imaginii este perfect determinată. Se pot determina și coeficienții lui Seidel [DZ24]:

$$S_I = -8 \sigma'_{RPM} w_1; \quad (2.89)$$

$$S_{II} = -\left(\frac{2 \sigma'^3_{RPM} \sigma'_{RPP}}{f}\right)(d w_2 + 4 f w_1); \quad (2.90)$$

$$S_{III} = -\left(\frac{2 \sigma'^2_{RPM} \sigma'^2_{RPP}}{f^2}\right)(d w_3 + 2 d f w_2 + 4 f^2 w_1); \quad (2.91)$$

$$S_{IV} = -\left(\frac{2 d^2 \sigma'^2_{RPM} \sigma'^2_{RPP}}{f^2}\right)(2 w_4 - w_3); \quad (2.92)$$

$$S_V = -\left(\frac{2 \sigma'_{RPM} \sigma'^3_{RPP}}{f^3}\right)(d^3 w_5 + 2 d^2 f^2 (w_4 + w_3) + 3 d f^2 w_2 + 4 f^3 w_1). \quad (2.93)$$

unde:

- $d$  este distanța dintre pupila de ieșire și planul imagine gaussian,
- $\sigma'_{RPM}$  este unghiul pe care raza pupilară marginală îl face cu axa optică în spațiul imagine,
- $\sigma'_{RPP}$  este unghiul pe care raza pupilară principală îl face cu axa optică în spațiul imagine.

Având în vedere faptul că prin procesul de drumuire falsă se pot determina abaterile razelor de la pozițiile lor ideale, coeficienții  $w_1, \dots, w_6$  pot fi optimizați astfel încât razele să aibă aberații minime.

Maxwell a arătat că este teoretic posibil ca un sistem cu focală fixă să realizeze o imagine perfectă pentru un obiect, dar numai unul. Având în vedere faptul că și cel mai simplu sistem zoom are cel puțin un modul lenticular care realizează imagini pentru mai multe obiecte, este cert faptul că nici un sistem zoom nu poate realiza o imagine perfectă pe întreg domeniul zoom. Aberațiile la limita fundamentală ale unui sistem, sunt acele aberații care nu pot fi eliminate, indiferent de complexitatea sistemului. Prin urmare, rezultatul optimizării are deci două componente. Pe de o parte, rezultă aberațiile care nu pot fi corectate, indiferent de complexitatea sistemului iar pe de altă parte se obține o funcție caracteristică optimă care urmează să fie materializată printr-un sistem optic corespunzător. Problema, dacă pentru orice funcție caracteristică se poate construi un sistem, nu are rezolvare până în prezent.

Forbes [AN 23] a stabilit mai multe criterii pe care funcția caracteristică trebuie să le satisfacă, pentru a putea fi materializată printr-un sistem optic.

O caracterizare completă a proprietăților optice ale sistemului implică cunoașterea:

- formei funcției caracteristice;
- configurația suprafețelor de referință;
- câmpul unghiular;
- mărimea și poziția diafragmei;
- indicii de refracție ai mediilor extreme.

Funcția caracteristică trebuie să satisfacă următoarele criterii:

1. deoarece funcția caracteristică  $W$  corespunde unei distanțe optice reale, ea trebuie să aibă valori pozitive pe tot domeniul pupilei de ieșire, pentru toate punctele obiect de interes;
2. mărimea gradientului funcției caracteristice  $W$  nu poate fi mai mare decât mărimea indicelui de refracție în spațiul imagine;
3. între spațiile obiect și imagine trebuie să existe o corespondență de unu la unu.

Diferențiala totală a ecuației (2.85) este:

$$\begin{bmatrix} dx \\ dy \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 W}{\partial L^2} & \frac{\partial^2 W}{\partial L \partial M} \\ \frac{\partial^2 W}{\partial M \partial L} & \frac{\partial^2 W}{\partial M^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dL \\ dM \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 W}{\partial L \partial L'} & \frac{\partial^2 W}{\partial L \partial M'} \\ \frac{\partial^2 W}{\partial M \partial L'} & \frac{\partial^2 W}{\partial M \partial M'} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dL' \\ dM' \end{bmatrix}. \quad (2.94)$$

Diferențiala totală a ecuației (2.91) este:

$$-\begin{bmatrix} dx' \\ dy' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 W}{\partial L \partial L'} & \frac{\partial^2 W}{\partial L' \partial M} \\ \frac{\partial^2 W}{\partial M' \partial L} & \frac{\partial^2 W}{\partial M' \partial M} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dL \\ dM \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 W}{\partial L'^2} & \frac{\partial^2 W}{\partial L' \partial M'} \\ \frac{\partial^2 W}{\partial M' \partial L'} & \frac{\partial^2 W}{\partial M'^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dL' \\ dM' \end{bmatrix}. \quad (2.95)$$

Pentru ca aceste ecuații să aibă soluții unice, este necesar ca determinantul

$$D = \begin{vmatrix} \frac{\partial^2 W}{\partial L \partial L'} & \frac{\partial^2 W}{\partial L' \partial M} \\ \frac{\partial^2 W}{\partial M' \partial L} & \frac{\partial^2 W}{\partial M' \partial M} \end{vmatrix} \quad (2.96)$$

să fie diferit de zero. Astfel, într-o vecinătate a rezei date, transformarea spațiului obiect în cel imagine este de unu la unu.

Deoarece  $D$  este pozitiv pentru raza axială, trebuie asigurat ca  $D$  să fie pozitiv pe întreaga regiune de interes, adică pe întregul câmp și întreaga apertură.

Alte criterii pot fi impuse pentru restrângerea domeniului soluțiilor, ca de exemplu: sistemul să se afle situat între suprafețele de referință inițială și finală etc.

Într-o altă lucrare, Forbes [AN101] arată că, folosind o versiune simplificată a acestor constrângeri, se poate găsi cel puțin un sistem optic care să corespundă dezvoltării în serie Taylor a funcției caracteristice până la ordinul 2.

Se poate deci concluziona că dacă în condițiile respectării condițiilor lui Forbes, aberația reziduală este suficient de mică, atunci sistemul optic se poate realiza folosind un număr finit de elemente optice.

### Algoritm de calcul al aberației transversale a unei raze folosind drumuirea falsă

```

1  /*  Intrări:  Se consideră dat un sistem optic prezentat în figura 2.33
2  /*          situat în aer, format din m module la care se cunosc:
3  /*          f1, ..., fm - distanțele focale ale modulelor
4  /*          e1, ..., em - distanțele dintre module
5  /*          z0 - abscisa obiect
6  /*          mărimea obiectului y0, dacă z0 ≠ ∞ sau σRPP dacă z0 = ∞
7  /*          zpi - abscisa pupilei de intrare, măsurată de la modulul M1
8  /*          Dpi - diametrul pupilei de intrare
9  /*          dm - abscisa planului imagine
10 /*          y'RPP - intersecția razei pupilare principale cu planul imagine
11 /*          y'0 - mărimea imaginii paraxiale în planul imagine
12 /*          xpi, ypi - coordonatele razei oarecare în pupila de intrare
13 /*          Funcția caracteristică unghiulară W definită între planul
14 /*          focal obiect și planul focal imagine, ca plane de referință în
15 /*          spațiile obiect și imagine, este:
16 /*          W = -frr' + w1 r4 + w2 r'2(rr') + w3 (rr')2 + w4 r'2r2 + w5 (rr')r'2
17 /*              + w6 r4 + O(6). (2.97)
18 /*          care poate fi scrisă și sub forma:
19 /*          W(L,L',M,M') = -f(LL' + MM') + w1 (L'2 + M'2)2 +
20 /*              + w2 (L'2 + M'2)(LL' + MM') +
21 /*              + w3 (LL' + MM')2 + w4 (L'2 + M'2)(L2 + M2) +
22 /*              + w5 (LL' + MM')(L2 + M2) + w6 (L2 + M2)2. (2.98)
23 /*  Ieșiri:  DIS - distorsiunea
24 /*          ABT - aberația transversală
25 /*
26  PROCEDURA Drumuire (xpi, ypi)
27  {
28      /*  Se calc. cosinusurile directoare ale razei în spațiul obiect
29      DACĂ z0 = ∞ ATUNCI
30      {
31          L = 0
32          M = sin σRPP
33          N = cos σRPP
34      }

```

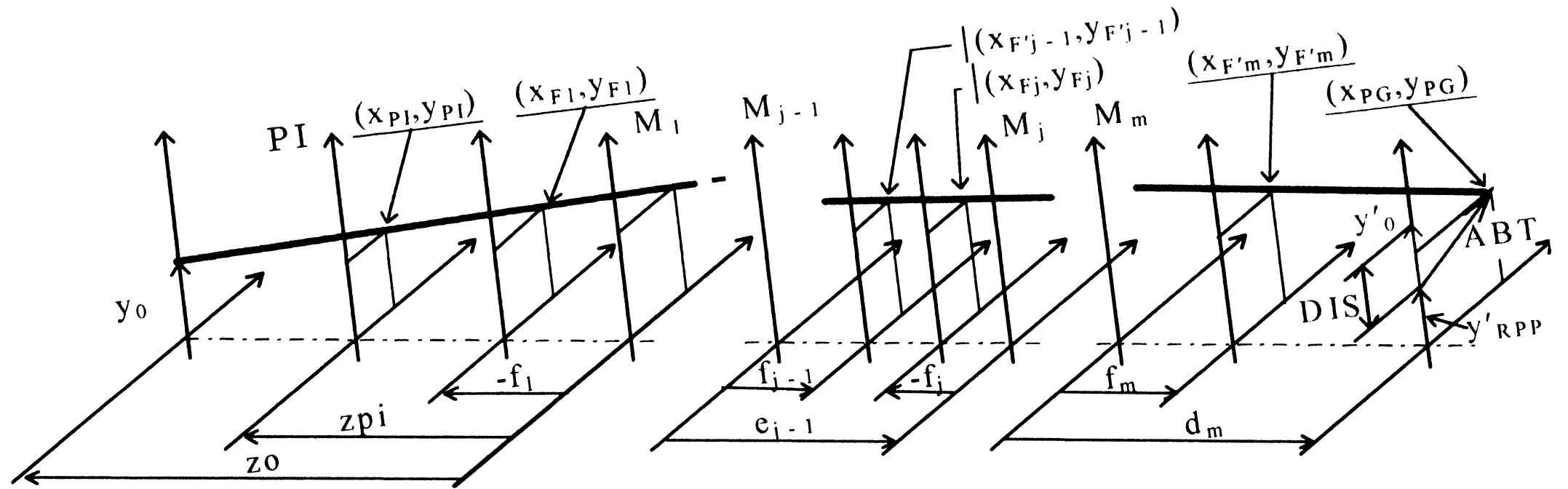


Fig. 2.33 Schema de calcul a aberației transversale folosind drumuirea falsă

```

35     DACĂ  $z_0 \neq \infty$  ATUNCI
36     {
37          $p = z_{PI} - z_0$ 
38          $t = [x_{PI}^2 + (y_{PI} - y_0)^2 + p^2]^{1/2}$ 
39          $L = \text{sgn}(p) x_{PI} / t$ 
40          $M = \text{sgn}(p)(y_{PI} - y_0) / t$ 
41          $N = \text{ABS}(p) / t$ 
42     }
43     /* Se calculează coordonatele punctului de intersecție a razei
44     /* cu planul de referință în spațiul obiect}
45     /*
46      $x_F = x_{PI} - (f + z_{PI}) L / N$ 
47      $y_F = y_{PI} - (f + z_{PI}) M / N$ 
48     /*
49     /* Se calculează cosinusurile directoare ale razei emergente
50     /* prin rezolvarea sistemului de ecuații neliniare
51     /*  $x_F - \frac{\partial W}{\partial L} = 0$ 
52     /*  $y_F - \frac{\partial W}{\partial M} = 0$ 
53     /* folosind metoda Newton - Raphson
54     /* Folosind valorile de start  $L' = M' = 0$  se iterează
55      $L' = 0$ 
56      $M' = 0$ 
57     /*
58     REPETĂ
59     {
60          $\frac{\partial W}{\partial L} = -f L' + w_2 L' (L'^2 + M'^2) + w_3 2 L' (LL' + MM') +$ 
61              $+ w_4 2 L (L'^2 + M'^2) + w_5 [L' (L^2 + M^2) + 2 L(LL' + MM')] +$ 
62              $+ w_6 4 L (L^2 + M^2)$ 
63          $\frac{\partial W}{\partial M} = -f M' + w_2 M' (L'^2 + M'^2) + w_3 2 M' (LL' + MM') +$ 
64              $+ w_4 2 M (L'^2 + M'^2) + w_5 [M' (L^2 + M^2) + 2 M (LL' + MM')] +$ 
65              $+ w_6 4 M (L^2 + M^2)$ 
66          $\frac{\partial^2 W}{\partial L \partial L'} = -f + w_2 (3L'^2 + M'^2) + w_3 (4LL' + 2 MM') + w_4 4 LL' +$ 
67              $+ w_5 (3L^2 + M^2).$ 
68          $\frac{\partial^2 W}{\partial L \partial M'} = w_2 2 L' M' + w_3 2 L' M + w_4 4 L M' + w_5 2 LM$ 
69          $\frac{\partial^2 W}{\partial M \partial L'} = w_2 2 L' M' + w_3 2 M' L + w_4 4 M L' + w_5 2 ML$ 
70          $\frac{\partial^2 W}{\partial M \partial M'} = -f + w_2 (L'^2 + 3 M'^2) + w_3 (2 LL' + 4 MM') + w_4 4 MM' +$ 
71              $+ w_5 (L^2 + 3 M^2)$ 

```



$$\Delta L' = \frac{-\frac{\partial^2 W}{\partial a \partial M'} \left( y_F - \frac{\partial W}{\partial M} \right) + \frac{\partial^2 W}{\partial M \partial M'} \left( x_F - \frac{\partial W}{\partial a} \right)}{\frac{\partial^2 W}{\partial a \partial a'} - \frac{\partial^2 W}{\partial M \partial M'}} \quad (72)$$

$$\Delta M' = \frac{-\frac{\partial^2 W}{\partial M \partial a'} \left( x_F - \frac{\partial W}{\partial a} \right) + \frac{\partial^2 W}{\partial a \partial a'} \left( y_F - \frac{\partial W}{\partial M} \right)}{\frac{\partial^2 W}{\partial a \partial a'} - \frac{\partial^2 W}{\partial M \partial M'}} \quad (73)$$

$$L' = L' + \Delta L' \quad (74)$$

$$M' = M' + \Delta M' \quad (75)$$

76 }

77 PÂNĂ CÂND (ABS( $\Delta L'$ ) <  $10^{-6}$  ȘI ABS( $\Delta M'$ ) <  $10^{-6}$ )

78 /\*

79 /\* Se calculează derivatele parțiale ale funcției caracteristice

$$\frac{\partial W}{\partial L'} = -f L + w_1 4 L' (L'^2 + M'^2) + w_2 [2 L' (LL' + MM') + L (L'^2 + M'^2)] \quad (80)$$

$$+ w_3 2 L (LL' + MM') + w_4 2 L' (L^2 + M^2) + w_5 L (L^2 + M^2) \quad (81)$$

$$\frac{\partial W}{\partial M'} = -f M + w_1 4 M' (L'^2 + M'^2) + w_2 [2 M' (LL' + MM') + M (L'^2 + M'^2)] \quad (82)$$

$$+ w_3 2 M (LL' + MM') + w_4 2 M' (L^2 + M^2) + w_5 M (L^2 + M^2) \quad (83)$$

84 /\* Se calculează coordonatele punctului de intersecție a razei

85 /\* cu planul de referință în spațiul imagine

$$x_{F'} = -\frac{\partial W}{\partial L'} \quad (86)$$

$$y_{F'} = -\frac{\partial W}{\partial M'} \quad (87)$$

88 /\* Se calculează transferul la modulul următor

$$L_j = L'_{j-1} \quad (89)$$

$$M_j = M'_{j-1} \quad (90)$$

$$N_j = (1 - L_j^2 - M_j^2)^{1/2} \quad (91)$$

$$x_{F_j} = x_{F'_{j-1}} + (e_{j-1} - f_{j-1} - f_j) L_j / N_j \quad (92)$$

$$y_{F_j} = y_{F'_{j-1}} + (e_{j-1} - f_{j-1} - f_j) M_j / N_j \quad (93)$$

94 /\* Se calculează coordonatele punctului de intersecție a razei

95 /\* cu planul gaussian

$$x_{PG} = x_{F'_m} + (d_m - f_m) L' / N' \quad (96)$$

$$y_{PG} = y_{F'_m} + (d_m - f_m) M' / N' \quad (97)$$

98 DACĂ ( $x_{PI} = 0$  ȘI  $y_{PI} = 0$ ) ATUNCI

99 {

$$y'_{RPP} = y_{PG} \quad (100)$$

$$DIS = y'_{RPP} - y'_0 = y'_{RPP} - f \operatorname{tg} \sigma_{RPP} \quad (101)$$

102 }

103 ALTFEL

104 {

$$ABT = [x_{PG}^2 + (y_{PG} - y'_{RPP})^2]^{1/2} \quad (105)$$

106 }

107 }

```
108      /*   Program principal
109      {
110          /*   se drumuiește raza pupilară principală raza
111              Drumuire(0,0)
112          /*   se drumuiește raza oarecare
113              Drumuire(xPI, yPI)
114      }
115      STOP
```

Trebuie remarcat faptul că, pentru calculul aberației transversale a unei raze, trebuie cunoscută poziția razei pupilare principale în spațiul imagine al sistemului și deci R<sub>pp</sub> trebuie drumuită înaintea fiecărei alte raze. Distribuția punctelor în pupila de intrare este cea propusă de King, prezentată în subcapitolul 5.2 .

Optimizarea se face pentru trei configurații zoom și trei valori ale câmpului unghiular.

Pentru un sistem variofocal cu patru module numărul de variabile este 24, iar numărul funcțiilor este de 69 dacă se consideră și razele extrameridionale sau 51, dacă se consideră numai razele meridionale.

## 2.10. SINTEZA SEIDELIANĂ

### 2.10.1. Obiectivul sintezei seideliene

Concepută de Seidel și dezvoltată de Berek [M1], Cretien [M6], Haferkorn [M14], Welford [M29], Picht [M24] și alții, sinteza seideliană a jucat un rol decisiv în înțelegerea și deducerea mecanismelor de corecție a sistemelor optice. Despre sinteza pe baza teoriei aberațiilor s-a scris mult. Unele lucrări și autorii lor care au adus contribuții importante merită să fie menționate. Astfel Slevogt [AN84-97] contribuie la dezvoltarea teoriei și aplicarea metodologiei pe diferite tipuri de sisteme optice, Schulz [D40], [AN79] determină structura minimală a unui sistem cu aberații de ordinul III nule, iar Stavroudis [M27] dezvoltă o teorie pentru o sinteză modulară a sistemelor optice, cu rezultate remarcabile. Așa cum s-a menționat deja, lucrările referitoare la proiectarea sistemelor variofocale pe baza aberațiilor de ordinul III sunt puține și conțin un volum redus de informații utile.

Obiectivul sintezei seideliene îl reprezintă calculul și construcția modulelor, adică transformarea modulelor fictive în module efective, alcătuite din lentile din materiale optice cu forme optim determinate și poziționate.

### 2.10.2. Metodologia sintezei seideliene

Pornind de la datele obținute în etapa sintezei gaussiene și anume: schema optică a sistemului variofocal cu module fictive, puterile modulelor, pozițiile relative ale acestora, diametrele modulelor și mărimea și poziția diafragmei de apertură, în cadrul sintezei seideliene se stabilesc:

- structura modulelor;
- caracteristicile elementelor constructive optice ale modulelor;
- nivelul aberațiilor de ordinul III.

Pentru determinarea acestor elemente, se poate urmări metodologia de proiectare clasică sau o metodologie alternativă propusă de autor - proiectarea adaptivă conform schemei din figura 2.34.

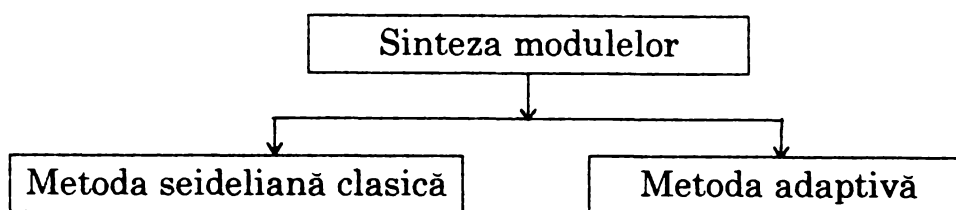


Fig. 2.34 Metode pentru sinteza modulelor

Proiectarea clasică se face conform schemei din figura 2.35. Metoda are avantajul că necesită intervenții minimale ale proiectantului în schimbări de structură, dar are dezavantajul imposibilității controlului permanent asupra a două elemente fundamentale ale unui sistem variofocal și anume: diametrele lentilelor și pozițiile relative ale modulelor, elemente care rezultă în finalul metodei de calcul. Dacă aceste rezultate nu sunt convenabile atunci este necesară reluarea integrală a calculului.

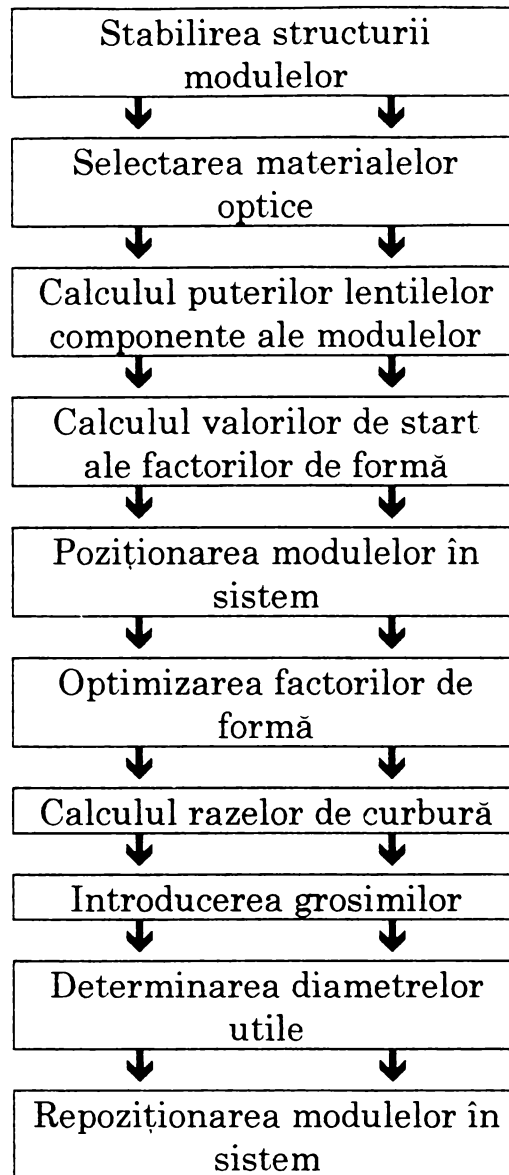


Fig. 2.35 Metoda clasică

Sinteza adaptivă este mai mult decât o sinteză seideliană. Necesitatea ei rezultă din nevoia de a controla permanent diametrele lentilelor componente și pozițiile planelor principale ale modulelor.

Astfel, metoda constă în calculul unui sistem inițial hibrid cu structură minimală și diametre maxime, adăugarea de resurse pe baza teoriei seideliene în scopul detensionării sistemului și adaptarea sistemului la noile resurse, urmată de verificarea drumuirii razei pupilare principale și modificarea caracteristicilor elementelor optice în scopul reducerii nivelului global al aberațiilor extraaxiale. Metodologia sintezei adaptive este reprezentată în figura 2.36.

Principalul dezavantaj al acestei metode este necesitatea existenței unui program de optimizare performant, cum este cel descris detaliat în capitolul 5.3.

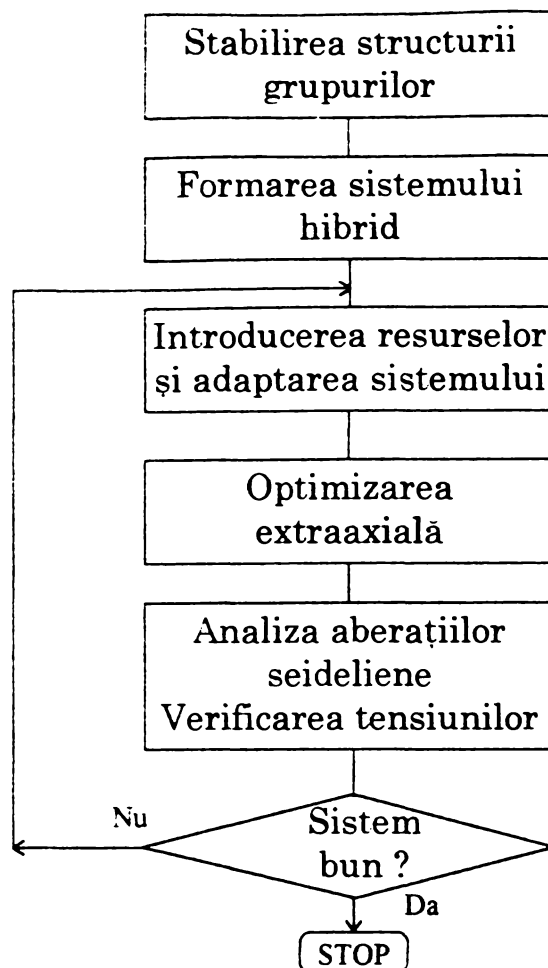


Fig. 2.36 Metoda adaptivă

### 2.10.3. Stabilirea structurii modulelor

În urma studierii literaturii de brevete, s-au remarcat următoarele:

1. numărul de lentile ale grupurilor:
  - crește odată cu scăderea numărului de grupuri;
  - crește odată cu creșterea factorului de variație a distanței focale;
  - crește odată cu creșterea unghiului de deschidere maxim;
  - crește odată cu micșorarea numărului de deschidere;
  - scade dacă se folosesc suprafețe asferice.
2. Pentru un sistem format din două module numărul minim de lentile a fiecărui grup este 4.
3. Pentru un sistem format din trei module, numărul minim de lentile ale fiecărui grup este 3.
4. Pentru sisteme zoom format din 4 module, cu factorul de variație al distanței focale  $V_z \leq 8$ ,  $2\sigma_{RPP} < 120^\circ$  și număr de deschidere  $N < 3$ , configurația minimală de lentile este:
  - grup frontal: 3 lentile;
  - grup variator: 3 lentile;
  - grup compensator: 2 lentile;
  - grup releu 3 lentile.

Această configurație oferă modulelor suficiente resurse pentru o compensare a aberațiilor în interiorul acestora. Schulz [D40] și-a pus problema realizării unui

sistem minimal care să aibă toate aberațiile de ordinul III nule. El arată că două suprafețe asferice nu sunt suficiente pentru a realiza corecția. Sistemul cu cea mai simplă configurație este un simplet format din două lentile, care are suprafețele exterioare asferice, iar cea interioară sferică. Dacă s-ar folosi numai suprafețe sferice, acest sistem minimal ar corespunde unui triplet.

#### 2.10.4. Sinteza clasică

##### 2.10.4.1. Strategii pentru compensarea aberațiilor

Având în vedere faptul că sistemul zoom este de fapt un sistem optic multi-configurație, la care fiecare configurație se obține prin deplasarea unor module de-a lungul axei optice, este cert faptul că apar două modalități de compensare a aberațiilor și anume:

- compensarea internă, care reprezintă compensarea aberațiilor în cadrul fiecărui modul;
- compensarea externă, care reprezintă compensarea aberațiilor între module.

În timp ce compensarea internă duce la micșorarea aberațiilor modulului, compensarea externă poate fi folosită atât la reducerea aberațiilor mai multor module cât și la stabilizarea variației acestor aberații în procesul zoom. Folosirea exclusivă a uneia din cele două metode de compensare pentru toate aberațiile nu este avantajoasă. Dacă aberațiile modulelor se compensează intern, atunci sistemul va avea aberații mici, însă va dispune de resurse mult peste necesar. Compensarea exclusiv externă a aberațiilor este practic imposibilă, deoarece acest mod de compensare funcționează eficient numai în condițiile în care aberațiile modulelor sunt mici.

Deoarece, în această fază a procesului de sinteză, sistemul varifocal este alcătuit din module de puteri date, conținând lentile infinit subțiri, module care se află la distanțe mult mai mari unele de altele decât distanțele dintre lentilele unui modul, prezintă interes expresiile aberațiilor de ordinul III pentru lentile infinit subțiri cu pupilele depărtate de modul [M28]:

$$SS_I = \frac{h^4 \phi^3}{4} \left\{ \left( \frac{n}{n-1} \right)^2 + \frac{n+2}{n(n-1)^2} \left[ B + \frac{2(n^2-1)}{n+2} C \right]^2 - \frac{n}{n+2} C^2 \right\}; \quad (2.99)$$

$$SS_{II} = -\frac{h^2 \phi^2 H}{2} \left[ \frac{n+1}{n(n-1)} B + \frac{2(n+1)}{n} C \right] + (HE) SS_I; \quad (2.100)$$

$$SS_{III} = H^2 \phi - (HE) h^2 \phi^2 H \left[ \frac{n+1}{n(n-1)} B + \frac{2(n+1)}{n} C \right] + (HE)^2 SS_I; \quad (2.101)$$

$$SS_{IV} = \frac{H^2 \phi}{n}; \quad (2.102)$$

$$SS_V = (HE) H^2 \phi \left( 3 + \frac{1}{n} \right) - 3(HE)^2 \frac{h^2 \phi^2 H}{2} \left[ \frac{n+1}{n(n-1)} B + \frac{2(n+1)}{n} C \right] + (HE)^3 SS_I; \quad (2.103)$$

$$SC_I = \frac{h^2 \phi}{v}; \quad (2.104)$$

$$SC_{II} = (HE)SC_I. \quad (2.105)$$

Dacă pupilele sunt apropiate de lentile ( $HE = 0$ ) expresiile se simplifică și devin:

$$SS_{II} = -\frac{h^2 \phi^2 H}{2} \left[ \frac{n+1}{n(n-1)} B + \frac{2(n+1)}{n} C \right]; \quad (2.106)$$

$$SS_{III} = H^2 \phi; \quad (2.107)$$

$$SS_{IV} = \frac{H^2 \phi}{n}; \quad (2.108)$$

$$SS_V = 0; \quad (2.109)$$

$$SC_I = \frac{h^2 \phi}{v}; \quad (2.110)$$

$$SC_{II} = 0. \quad (2.111)$$

În aceste relații s-au folosit următoarele notații:

$$\phi = (n-1)(c_1 - c_2) \quad \text{puterea lentilei}; \quad (2.112)$$

$$B = \frac{c_1 + c_2}{c_1 - c_2} \quad \text{variabila de formă}; \quad (2.113)$$

$$C = -\left(1 + \frac{2}{s \phi}\right) \quad \text{variabila de mărime}; \quad (2.114)$$

$$HE = \frac{\bar{h}}{h} \quad \text{în care E este excentricitatea}; \quad (2.115)$$

$$H = h_1 \bar{h}_1 \left( \frac{1}{z_{pi}} - \frac{1}{s_1} \right) \quad \text{invariantul Lagrange}; \quad (2.116)$$

$$h_1 = \frac{D_{pi}}{2} \left( \frac{1}{1 - \frac{z_{pi}}{s_1}} \right) \quad \text{înălțimea razei obiective pe prima lentilă}; \quad (2.117)$$

$$h_{i-1} = h_i \frac{s_{i-1}}{s'_i} \quad \text{relația de transfer pentru înălțimea razei obiective}; \quad (2.118)$$

$$\bar{h}_1 = \begin{cases} y_0 \frac{z_{pi}}{z_{pi} - s_1} & \text{daca } s_1 \neq \infty \\ z_{pi} \operatorname{tg} \sigma_{RPP} & \text{daca } s_1 = \infty \end{cases} \quad \text{înălțimea razei pupilare principale}; \quad (2.119)$$

$$\bar{h}_{i-1} = \bar{h}_i \frac{sp_{i+1}}{sp'_i} \quad \text{relația de transfer}; \quad (2.120)$$

$c_1$  - curbura primei suprafețe a lentilei;

$c_2$  - curbura celei de a doua suprafețe a lentilei;

$\phi$  - puterea lentilei;

$s$  - abscisa obiect a lentilei;

$s'$  - abscisa imagine a lentilei;

$y_0$  - înălțimea obiectului;

$v$  - coeficientul de dispersie al lentilei;

$n$  - indicele de refracție al lentilei.

Se poate observa că există trei categorii de necunoscute:

1. puterile lentilelor componente ale modulelor;
2. materialele optice;
3. factorii de formă.

Pentru calculul acestor mărimi pot fi imaginate diverse strategii.

Strategia propusă de autor este următoarea:

#### 1. Determinarea puterilor lentilelor

Pentru module cu mai multe lentile se procedează la compensarea internă a aberațiilor  $SS_{IV}$  și  $SC_I$ .

În cazul în care modulul este alcătuit dintr-o singură lentilă, se procedează la compensarea externă a aceluiași aberații.

#### 2. Determinarea factorilor de formă optimi

Pentru determinarea factorilor de formă se compensează extern aberațiile de sfericitate  $SS_I$  și coma  $SS_{II}$ . Valorile inițiale ale factorilor de formă se obțin din compensarea internă a aceluiași aberații. Compensarea externă trebuie făcută pentru cel puțin trei configurații folosind o funcție de merit de tipul:  $SS_{IW}^2 + SS_{IM}^2 + SS_{IT}^2 + SS_{IIV}^2 + SS_{IIM}^2 + SS_{IIT}^2$  pentru metoda de optimizare descrisă în capitolul 5.3.

La unele sisteme, la care numai una din aberații este dominantă, se folosesc alternativ lentile sau grupuri de lentile de cea mai bună formă.

#### 3. Stabilirea materialelor

Materialele optice se determină rațional astfel încât să fie posibile compensările de la punctele 1 și 2. În general grupurile mobile în sisteme variofocale, pentru a avea o influență mare în procesul de variație a distanței focale, au fie deplasări mari ori puteri mari. Deci, găsirea combinațiilor optime de sticle, care să conducă la puteri mici, este o problemă de importanță majoră.

### 2.10.4.2. Calculul modulelor

Calculul modulelor constă în determinarea puterilor și a valorilor inițiale ale factorilor de formă ale lentilelor componente și se face ținând cont de faptul că distanțele dintre lentilele din interiorul unui modul sunt comparabile cu grosimile lentilelor.

#### I. Calculul simpletelor cu $l = 1$

Aceste simplete sunt alcătuite dintr-o lentilă de cea mai bună formă privind aberația de sfericitate sau de coma.

Având în vedere faptul că aberația de sfericitate variază pătratic cu factorul de formă, o lentilă de cea mai bună formă privind aberația de sfericitate se obține dacă factorul de formă îndeplinește condiția:

$$B = -\frac{2(n^2 - 1)}{n + 2}C. \quad (2.121)$$

Folosind ecuația puterii se obțin curburile lentilei:

$$c_1 = \frac{\phi}{2(n - 1)}(B + 1), \quad (2.122)$$



$$c_2 = \frac{\phi}{2(n-1)}(B-1). \quad (2.123)$$

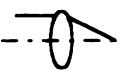
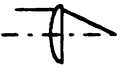
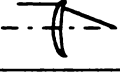
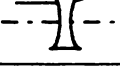
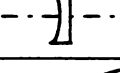
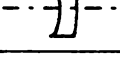
Dacă  $s = -\infty$ , atunci  $C = -1$  și curburile devin:

$$c_1 = \phi \left[ \frac{n+1}{n+2} + \frac{1}{2(n-1)} \right], \quad (2.124)$$

$$c_2 = \phi \left[ \frac{n+1}{n+2} - \frac{1}{2(n-1)} \right]. \quad (2.125)$$

În funcție de valoarea indicelui de refracție se obțin diferite forme de lentile prezentate în tabelul 2.6.

Tabelul 2.6 Formele lentilelor în funcție de valoarea indicelui de refracție

$\phi$	$n$	$c_1$	$c_2$	Forma
$> 0$	$< 1.68614$	$> 0$	$< 0$	
$> 0$	$= 1.68614$	$> 0$	$= 0$	
$> 0$	$> 1.68614$	$> 0$	$> 0$	
$< 0$	$< 1.68614$	$< 0$	$> 0$	
$< 0$	$= 1.68614$	$< 0$	$= 0$	
$< 0$	$> 1.68614$	$< 0$	$< 0$	

Două concluzii sunt importante:

- indicii de refracție mari conduc la aberații mai mici;
- pentru o abscisă infinită, lentila este aproximativ plan convexă / concavă cu suprafața convexă/concavă spre abscisa infinită.

Aberația de coma variază liniar cu factorul de formă și dacă acesta are valoarea:

$$B = -2(n-1)C \quad (2.126)$$

atunci se obține o lentilă de cea mai bună formă privind aberația de coma.

## II. Calculul simpletelor cu $l = 2$

Determinarea puterilor prin compensarea internă a aberațiilor  $SS_{IV}$  și  $SC_I$  implică rezolvarea sistemului de ecuații:

$$\phi_1 + h_{20} \phi_2 = \phi, \quad (2.127)$$

$$\phi_1 / v_1 + h_{21}^2 \phi_2 / v_2 = 0, \quad (2.128)$$

$$\phi_1 / n_1 + \phi_2 / n_2 = 0. \quad (2.129)$$

Dacă lentilele sunt apropiate și pupila de intrare se află în apropierea acestora, atunci sistemul are soluție numai dacă sticlele îndeplinesc condiția:

$n_1 / v_1 = n_2 / v_2$ , adică acestea trebuie să se afle în diagrama  $n - v$  pe o dreaptă care trece prin origine.

În acest caz soluția sistemului este:

$$\phi_1 = -\phi h_{21}^2 v_1 / (h_{20} v_2 - h_{21}^2 v_1), \quad (2.130)$$

$$\phi_2 = \phi v_2 / (h_{20} v_2 - h_{21}^2 v_1). \quad (2.131)$$

Cele mai bune combinații de sticle sunt prezentate în tabelul 2.7.

Tabelul 2.7 Cele mai favorabile combinații de sticle pentru dublete lipite

Sticle	$ v_1 / v_2 - n_1 / n_2 $	$ P_{gF1} - P_{gF2} $	$ v_1 - v_2 $
LaK23 – KF6	4.47E–04	94 E–04	5.18
SK18A – KF9	6.49 E–04	144 E–04	3.93
LaK10 – LLF7	3.30 E–04	142 E–04	5
LaK9 – BaLF50	6.88 E–04	115 E–04	3.34
SSK1 – BaLF6	7.18 E–04	17 E–04	0.89
LaK10 – KzFSN9	9.75 E–04	42 E–04	3.51
SSKN8 – BaF5	9.86 E–04	5 E–04	0.37

În tabelul 2.7 s-a calculat și condiția de apocromazie  $P_{gF1} - P_{gF2} = 0$ .

Cu cât diferența  $|v_1 - v_2|$  este mai mare, cu atât razele de curbură ale celor două lentile vor fi mai mari.

Pentru determinarea factorilor de formă se calculează succesiv:

$$d_1 = \phi_1^3 [n_1 / (n_1 - 1)]^2$$

$$d_2 = \phi_1^3 (n_1 + 2) / n_1 / (n_1 - 1)^2$$

$$d_3 = -(i + 2 / a_1 / \phi_1)$$

$$d_4 = d_3 2 (n_1^2 - 1) / (n_1 + 2)$$

$$d_5 = -\phi_1^3 n_1 d_3^2 (n_1 + 2)$$

$$d_6 = d_1 + d_5$$

$$d_7 = d_6 + d_4^2 d_2$$

$$d_8 = 2 d_2 d_4$$

$$d_9 = \phi_2^3 [n_2 / (n_2 - 1)]^2$$

$$d_{10} = \phi_2^3 (n_2 + 2) / n_2 / (n_2 - 1)^2$$

$$d_{11} = -(1 + 2 / a_2 / \phi_2)$$

$$d_{12} = d_{11} 2 (n_2^2 - 1) / (n_2 + 2)$$

$$d_{13} = -\phi_2^3 n_2 d_{11}^2 (n_2 + 2)$$

$$d_{14} = d_9 + d_{13}$$

$$d_{15} = d_{14} + d_{12}^2 d_{10}$$

$$d_{16} = 2 d_{10} d_{12}$$

$$d_{17} = \phi_1^2 (n_1 + 1) / n_1 / (n_1 - 1)$$

$$d_{18} = \phi_1^2 2 (n_1 + 1) d_3 / n_1$$

$$d_{19} = \phi_2^2 (n_2 + 1) / n_2 / (n_2 - 1)$$

$$d_{20} = \phi_2^2 2 (n_2 + 1) / d_{11} / n_2$$

$$d_{21} = -(d_{20} + d_{18}) / d_{19}$$

$$d_{22} = -d_{17} / d_{19}$$

$$d_{23} = d_2 + d_{22}^2 d_{10}$$

$$d_{24} = d_8 + 2 d_{10} d_{21} d_{22} + d_{16} d_{22}$$

$$d_{25} = d_7 + d_{10} d_{21}^2 + d_{16} d_{21} + d_{15}$$

Din ecuația de gradul 2 :

$$d_{23} B_1^2 - d_{24} B_1 + d_{25} = 0 \quad (2.132)$$

se obțin două soluții dintre care se alege cea mai mică în modul.  
Factorul de formă al celei de a doua lentile se determină cu relația:

$$B_2 = d_{21} + d_{22} B_1 \quad (2.133)$$

Pentru sistemul dat rezultă deci două soluții. Dacă sistemul nu are soluții reale atunci se procedează la minimizarea funcțiilor  $SS_I$  și  $SS_{II}$  folosind metoda propusă în capitolul 5.3.

### III. Calculul simpletelor cu $l = 3$

Determinarea puterilor implică rezolvarea sistemului liniar de ecuații:

$$\phi_1 + h_{20} \phi_2 + h_{30} \phi_3 = \phi, \quad (2.134)$$

$$\phi_1 / v_1 + h_{21}^2 \phi_2 / v_2 + h_{31}^2 \phi_3 / v_3 = 0, \quad (2.135)$$

$$\phi_1 / n_1 + \phi_2 / n_2 + \phi_3 / n_3 = 0. \quad (2.136)$$

prin calculul succesiv:

$$d_1 = 1 / n_2 - h_{20} / n_1$$

$$d_2 = -\phi / n_1$$

$$d_3 = h_{30} / n_1 - 1 / n_3$$

$$d_4 = d_2 / d_1$$

$$d_5 = d_3 / d_1$$

$$d_6 = \phi - h_{20} d_4$$

$$d_7 = -(h_{30} + h_{20} d_5)$$

$$d_8 = -(d_6 / v_1 + h_{21}^2 d_4 / v_2)$$

$$d_9 = d_7 / v_1 + d_5 h_{21}^2 / v_2 + h_{31}^2 / v_3$$

$$\phi_3 = d_8 / d_9$$

$$\phi_2 = d_4 + d_5 \phi_3$$

$$\phi_1 = d_6 + d_7 \phi_3$$

Impunerea sticlelor și a mărimilor  $h$  determină complet sistemul. Dacă mărimile  $h$  sunt apropiate de 1 atunci distanțele dintre lentile rezultă mici.

În diagramele reprezentate în figura 2.37.a - f, sunt indicate acele combinații de sticle care conduc la puteri mici ale lentilelor componente. În general se recomandă combinațiile P(P-N-P), P(P-P-N), P(N-P-P), N(N-N-P), N(N-P-N), N(P-N-N), deoarece aceste sisteme au puterile detensionate, adică predomină lentilele care au semnul puterii egal cu semnul puterii modulului.

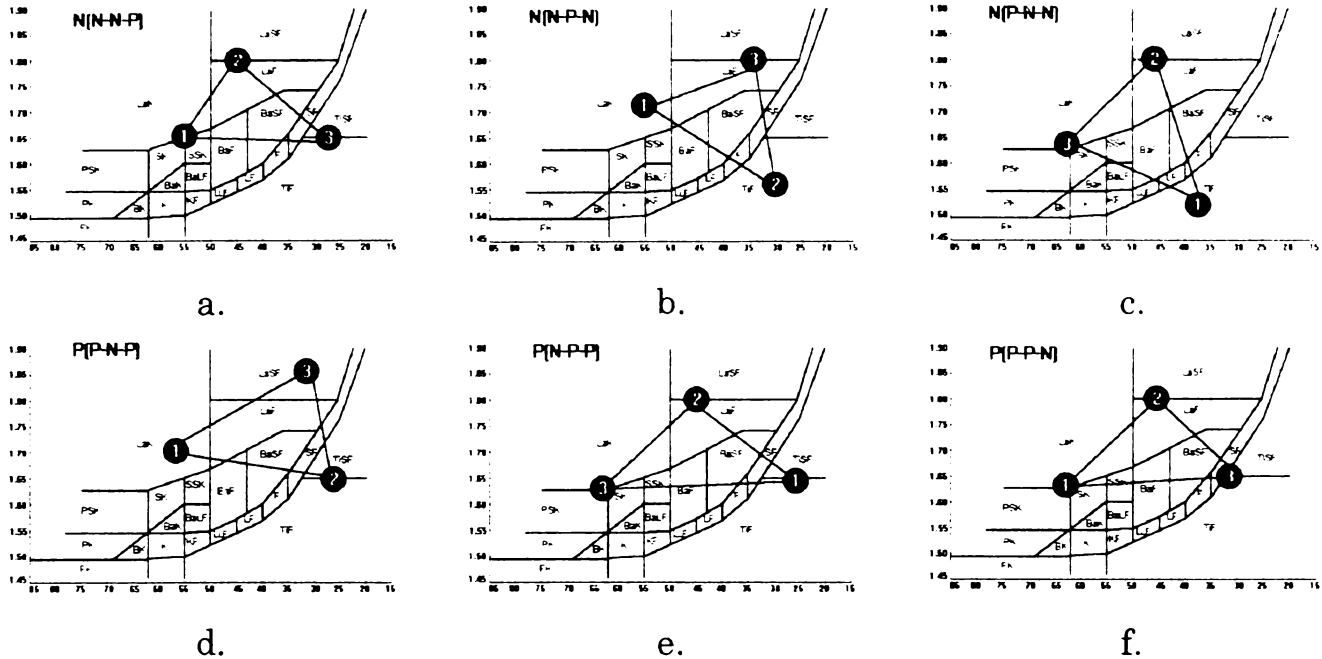


Fig. 2.37 Cele mai favorabile combinații de sticle pentru simplete formate din trei lentile

Pentru calculul valorilor de start ale factorilor de formă trebuie rezolvat sistemul

$$SS_I = 0,$$

$$SS_{II} = 0.$$

Având în vedere faptul că în acest caz există trei necunoscute, sistemul nu poate fi rezolvat decât dacă se impune una din necunoscute sau dacă se adaugă celor două ecuații o ecuație suplimentară. Aceasta nu poate fi decât una din cele două ecuații de lipire, a căror folosire reduce însă resursele sistemului.

Pentru rezolvare se calculează succesiv:

$$d_1 = \phi_1^3 [n_1 / (n_1 - 1)]^2 - \phi_1^3 n_1 C_1^2 / (n_1 + 2)$$

$$d_2 = \phi_1^3 (n_1 + 2) / n_1 / (n_1 - 1)^2$$

$$d_3 = 2 (n_1^2 - 1) C_1 / (n_1 + 2)$$

$$d_4 = \phi_2^3 h_{21}^4 \{ [n_2 / (n_2 - 1)]^2 - n_2 C_2^2 / (n_2 + 2) \}$$

$$d_5 = \phi_2^3 h_{21}^4 (n_2 + 2) / n_2 / (n_2 - 1)^2$$

$$d_6 = 2 (n_2^2 - 1) C_2 / (n_2 + 2)$$

$$d_7 = \phi_3^3 h_{31}^4 \{ [n_3 / (n_3 - 1)]^2 - n_3 C_3^2 / (n_3 + 2) \}$$

$$d_8 = \phi_3^3 h_{31}^4 (n_3 + 2) / n_3 / (n_3 - 1)^2$$

$$d_9 = 2 (n_3^2 - 1) C_3 / (n_3 + 2)$$

$$d_{10} = \phi_1^2 (n_1 + 1) / n_1 / (n_1 - 1)$$

$$d_{11} = \phi_1^2 2 (n_1 + 1) C_1 / n_1$$

$$d_{12} = \phi_2^2 h_{21}^2 (n_2 + 1) / n_2 / (n_2 - 1)$$

$$d_{13} = \phi_2^2 h_{21}^2 2 (n_2 + 1) C_2 / n_2$$

$$d_{14} = \phi_3^2 h_{31}^2 (n_3 + 1) / n_3 / (n_3 - 1)$$

$$d_{15} = \phi_3^2 h_{31}^2 2 (n_3 + 1) C_3 / n_3$$

$$\begin{aligned}d_{16} &= d_1 + d_2 d_3^2 + d_4 + d_5 d_6^2 + d_7 + d_8 d_9^2 \\d_{17} &= 2 d_2 d_3 \\d_{18} &= 2 d_5 d_6 \\d_{19} &= 2 d_8 d_9 \\d_{20} &= d_{11} + d_{13} + d_{15}\end{aligned}$$

Se impune rațional în funcție de forma dorită pentru lentilă (figura 2.38) un factor de formă, de exemplu  $B_1$  și se calculează în continuare:

$$\begin{aligned}d_{21} &= d_{16} + d_2 B_1^2 + d_{17} B_1 \\d_{22} &= d_{10} B_1 + d_{20} \\d_{23} &= -d_{12} d_{14} \\d_{24} &= -d_{22} d_{14} \\d_{25} &= d_5 + d_8 d_{23}^2 \\d_{26} &= d_{18} + 2 d_8 d_{23} d_{24} + d_{19} d_{23} \\d_{27} &= d_{21} + d_8 d_{24}^2 + d_{19} d_{24}\end{aligned}$$

Prin rezolvarea ecuației pătratice:

$$d_{25} B_2^2 + d_{26} B_2 + d_{27} = 0 \quad (2.137)$$

se obțin două soluții pentru  $B_2$  dintre care se reține cea mai mică în modul.

Factorul de formă al lentilei a treia rezultă din ecuația:

$$B_3 = d_{23} B_2 + d_{24}. \quad (2.138)$$

Dacă se folosește una din relațiile de lipire atunci se notează:

$$\begin{aligned}d_{21} &= -\phi_1 (n_2 - 1) / \phi_2 / (n_1 - 1), \\d_{22} &= -\phi_2 (n_3 - 1) / \phi_3 / (n_2 - 1).\end{aligned}$$

Ecuațiile de lipire sunt:

$$B_2 + d_{21} B_1 - d_{21} + 1 = 0, \quad (2.139)$$

$$B_3 + d_{22} B_2 - d_{22} + 1 = 0. \quad (2.140)$$

Dacă de folosește prima relație de lipire, se calculează succesiv:

$$\begin{aligned}d_{23} &= (d_{12} d_{21} - d_{10}) d_{14}, \\d_{24} &= (d_{12} - d_{12} d_{21} - d_{20}) / d_{14}, \\d_{25} &= d_2 + d_5 d_{21}^2 + d_8 d_{23}^2, \\d_{26} &= d_{17} - 2 d_5 d_{21} (d_{21} - 1) - d_{18} d_{21} + 2 d_8 d_{23} d_{24} + d_{19} d_{23}, \\d_{27} &= d_{16} + d_5 (d_{21} - 1)^2 + d_{18} (d_{21} - 1) + d_8 d_{24}^2 + d_{19} d_{24},\end{aligned}$$

și se obține ecuația de gradul doi:

$$d_{25} B_1^2 + d_{26} B_1 + d_{27} = 0, \quad (2.141)$$

cu are două soluții. Ceilalți doi factori de formă se calculează cu relațiile:

$$B_2 = -d_{21} B_1 + d_{21} - 1, \quad (2.142)$$

$$B_3 = d_{23} B_1 + d_{24}. \quad (2.143)$$

Cele două soluții pentru  $B_1$  determină două configurații distincte ale sistemului și deci două puncte de start posibile.

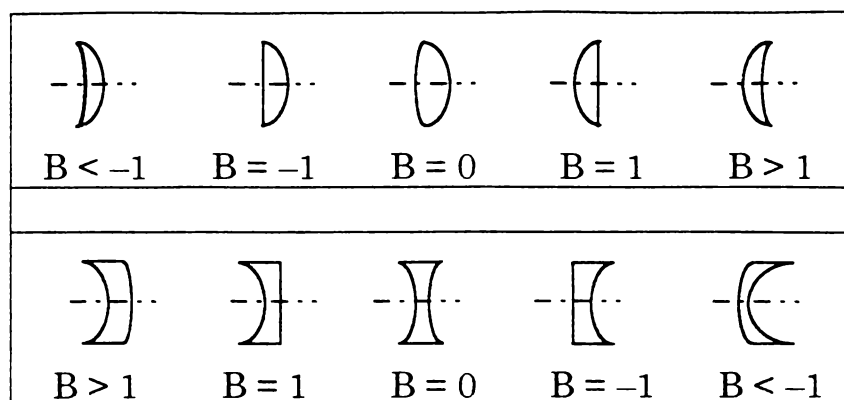


Fig. 2.38 Forma lentilelor în dependență de factorul de formă

### 2.10.4.3. Poziționarea modulelor

În acest stadiu al proiectării modulele sunt formate din lentile infinit subțiri aflate la anumite distanțe  $e_{ij}$ , unde  $i$  este numărul modulului, iar  $j$  este numărul lentilei din cadrul modulului. Două module conținând lentile infinit subțiri se poziționează relativ în așa fel încât distanța dintre planul principal imagine al modulului  $i$  și planul principal obiect al modulului  $i + 1$  să corespundă distanței calculate în cadrul sintezei gaussiene. Dacă distanța rezultă negativă atunci cel puțin unul dintre module trebuie reprojectat.

### 2.10.4.4. Optimizarea factorilor de formă

După cum s-a menționat deja, optimizarea factorilor de formă se face cu ajutorul algoritmului prezentat în subcapitolul 5.3. Unele aspecte specifice acestui proces de optimizare merită însă menționate.

Valorile de start ale factorilor de formă se calculează cu algoritmi prezențați. Dacă în decursul optimizării un factor de formă are tendința de a crește necontrolat atunci acesta se elimină ca variabilă și se impune cu o anumită valoare convenabilă.

Numărul de configurații în care se optimizează sistemul nu este limitat la trei, însă nu ar trebui să depășească cinci.

În afară de aberațiile de sfericitate și coma mai pot fi compensate extern aberațiile de astigmatism și distorsiune.

Prin optimizare nu trebuie urmărită numai reducerea aberațiilor, ci și stabilizarea acestora, adică limitarea variațiilor acestora în funcție de configurație.

### 2.10.4.5. Calculul razelor de curbură

Dacă factorul de formă  $B$  al unei lentile este cunoscut atunci razele de curbură ale acesteia se calculează cu relațiile:

$$R_1 = 2(n - 1) / \phi / (B + 1) \quad (2.144)$$

și

$$R_2 = 2(n - 1) / \phi / (B - 1), \quad (2.145)$$

unde  $n$  și  $\phi$  sunt indicii de refracție, respectiv puterea lentilei.

### 2.10.4.6. Transformarea lentilelor infinit subțiri în lentile groase

Dacă se impune înălțimea de incidență maximă  $H$  atunci grosimea minimă se calculează cu relația:

$$d_{\text{MIN}} = 0.1 H - \text{sgn}(R_1) [\text{ABS}(R_1) - (R_1^2 - H^2)^{1/2}] - \text{sgn}(R_2) [\text{ABS}(R_2) - (R_2^2 - H^2)^{1/2}]. \quad (2.146)$$

### 2.10.4.7. Repoziționarea lentilelor și modulelor în sistem

Două module groase  $i$  și  $i+1$ , reprezentate în figura 2.39 se poziționează în așa fel încât distanța dintre planul principal imagine al modulului  $i$  și planul principal obiect al modulului  $i+1$  să corespundă celei calculate în cadrul sintezei gaussiene. Între ultimul dioptru al modulului  $i$  și primul dioptru al modulului  $i+1$  există distanța:

$$d_i = e_i + s'_{H_i} - s_{H_{i+1}}. \quad (2.147)$$

Dacă distanța  $d_i$  rezultă negativă atunci cel puțin unul dintre module trebuie reprojectat.

Lentilele groase se poziționează respectând aceeași regulă. Dacă în urma introducerii grosimilor distanța dintre două lentile groase nu poate fi respectată, atunci se modifică corespunzător distanța insuficientă, urmând ca modulul căruia îi aparțin lentilele să fie scalat la puterea inițială.

În această etapă de proiectare este important ca sistemul să poată fi format chiar și cu mici abateri de la structura rezultată în urma sintezei seideliene. Astfel, dacă distanța  $d_i$  rezultă negativă dar acceptabil de mică atunci prin modificarea corespunzătoare a factorilor de formă ai lentilelor ambelor module se pot deplasa planele principale ale acestora în poziții convenabile. Dacă nici această modificare nu dă rezultate, se reprojectează.

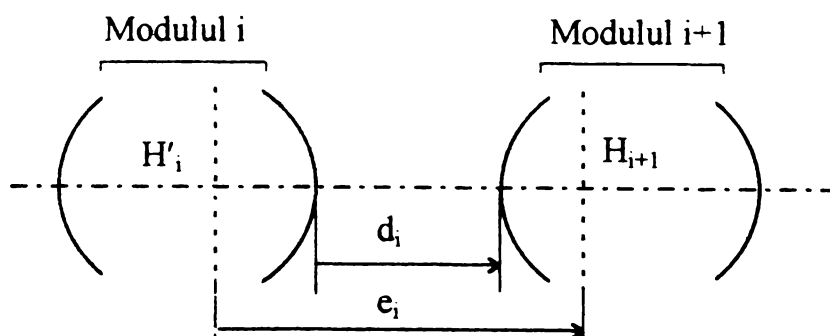


Fig. 2.39 Schema repoziționării modulelor și lentilelor

Totuși, dacă distanța  $d$  nu devine pozitivă în urma modificării lentilelor atunci, dacă tema de proiectare permite, se deplasează sistemul în prima configurație acceptabilă în care  $d$  este pozitivă. În acest caz domeniul de variație al distanței focale trebuie reevaluat.

### 2.10.5. Sinteza adaptivă

Acest tip de sinteză se caracterizează prin modificarea succesivă a structurii sistemului prin adăugare de resurse, urmată de adaptarea acestuia la cerințele impuse prin tema de proiectare.

#### 2.10.5.1. Sistemul hibrid

Sistemul hibrid se obține prin înlocuirea modulelor infinit subtiri cu elemente optice simple nearmonizate între ele – lentile groase cu factori de formă impuși și diametre maxime, până când raza pupilară principală poate fi drumuită fără probleme. Acest sistem reprezintă sistemul de start pentru procesul proiectării adaptive.

Dacă se formează sistemul hibrid din lentile cu factorul de formă  $B = \pm 1$  atunci lentilele vor fi planconvexe și/sau planconcave. Acest tip de lentilă prezintă următoarele avantaje:

- dacă abscisa obiect este mare atunci lentila este aproape de cea mai bună formă privind aberația de sfericitate;
- puterea depinde doar de raza de curbură finită și nu depinde de distanță;
- diametrul este aproape maxim;
- grosimea este minimă.

Caracteristicile sunt indicate în tabelul 2.7.

Tabelul 2.7 Caracteristicile lentilelor plan -concave / -convexe

$\phi < 0$	$\phi > 0$
$R_1 = \infty$	$R_1 = (n - 1) / \phi$
$R_2 = (1 - n) / \phi$	$R_2 = \infty$
$s_H = d / n$	$s_H = 0$
$s'_{H'} = 0$	$s'_{H'} = -d / n$
$HH' = d (n - 1) / n$	$HH' = d (n - 1) / n$

Dacă la un asemenea sistem se impun sticlele, atunci sistemul nu este optimizabil. Dacă una dintre lentile nu este realizabilă, atunci se înlocuiește aceasta cu două lentile de aceeași formă, cu puterile jumătate din puterea lentilei inițiale. Sistemul obținut este format din lentile cu diametrele utile calculate în cadrul sintezei gaussiene.

Dacă, datorită aberațiilor sistemului, raza pupilară principală nu poate fi drumuită, atunci se reduce corespunzător unghiul de deschidere al sistemului până când acesta poate fi drumuită prin sistem fără probleme, urmând ca unghiul de deschidere să fie mărit succesiv în procesul de sinteză până la valoarea impusă în tema de proiectare.

#### 2.10.5.2. Introducerea resurselor și adaptarea sistemului

Resursele unui sistem optic reprezintă totalitatea caracteristicilor care influențează calitatea imaginii acestuia.

Resursele pot fi intrinseci sau extrinseci.



Resursele intrinseci sunt cele rezultate din structura sistemului:

- structura simetrică;
- poziția diafragmei de deschidere;
- materialele optice.

Resursele extrinseci reprezintă totalitatea parametrilor constructivi care pot fi modificați în direcția îmbunătățirii calității imaginii:

- raza dioptrului;
- grosimile lentilelor;
- distanța dintre dioptri;
- parametrii asferici ai dioptrului.

Unul din motivele stagnării procesului de corecție îl reprezintă resursele insuficiente. În asemenea situații este necesară introducerea în sistem a unor noi resurse.

Creșterea volumului de resurse ale unui sistem se poate face prin trei metode:

1. metoda adăugării
2. metoda detensionării
3. metoda dedublării

**Metoda adăugării** constă în introducerea directă a unei resurse într-o poziție avantajoasă în sistem. Metoda se poate aplica prin:

- introducerea unui dioptru suplimentar;
- introducerea unei lentile suplimentare;
- introducerea unui interstițiu de aer între două lentile;
- asfericizarea unui dioptru.

Introducerea unei resurse de tip dioptru sau lentilă se face în așa fel încât să influențeze cât se poate de puțin puterea grupului respectiv. Astfel, lentila se introduce cu razele foarte mari, iar dioptrul cu rază egală și indice de refracție apropiat, dar coeficient de dispersie diferit de cel al lentilei pe care se atașează. Introducerea resursei în sistem se face în acel loc în care una din aberațiile de ordinul III de interes are o valoare prea mare. În plus, trebuie avute în vedere următoarele:

- o suprafață asferică în imediata apropiere a diafragmei de deschidere are cea mai mare influență asupra aberației de deschidere. Această metodă a fost folosită de Glatzel la corectarea Distagonului [D14];
- o suprafață asferică în imediata apropiere a planului imagine acționează eficient asupra aberației de sfericitate pupilară și deci asupra fasciculelor extraaxiale.

**Metoda detensionării** constă în înlocuirea unei lentile cu un grup de lentile în scopul reducerii tensiunii asupra lentilei respective.

Tensiunea din sistem poate fi dedusă din următoarele mărimi clasificate în funcție de expresivitate, în ordinea [D14]:

1. toleranțe la raze și distanțe;
2. coeficienții aberațiilor de ordinul III;
3. puterile lentilelor;
4. unghiurile de incidență.

Relativ simplu de calculat sunt coeficienții parțiali de suprafață ai lui Seidel și diagramele de nivel introduse de Fluegge [M13].

Detensionarea unei lentile se realizează prin înlocuirea lentilei cu un grup de lentile ale căror puteri sunt mai mici decât puterea lentilei, puterea grupului este

însă egală cu cea a lentilei. Suplimentar, dacă  $SC_I$  nu este compensată extern, se caută acele materiale optice care să ducă la obținerea unui sistem acromatic. În acest caz detensionarea se numește acromatică, altfel ea se numește simplă sau cromatică.

Dacă grupul înlocuitor este format din două lentile atunci este necesar ca acestea să aibă puteri de același semn, iar detensionarea va fi cromatică. În acest caz nu este posibilă compensarea internă a aberațiilor  $SS_I$  și  $SC_I$ .

Resurse intrinseci suficiente pentru compensarea internă a celor două aberații se obțin dacă grupul înlocuitor este format din trei lentile. Puterile lentilelor componente aparțin domeniului din planul  $\phi_1 / \phi + \phi_2 / \phi + \phi_3 / \phi = 1$  cu

$\phi_1 / \phi > 0.5$ ,  $\phi_2 / \phi > 0.5$  și  $-0.9 < \phi_3 / \phi < -0.3$ , care corespunde domeniului hașurat din figura 2.40.

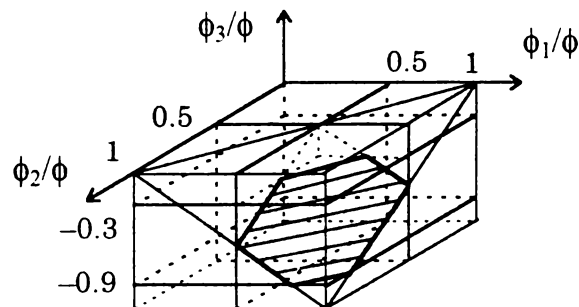


Fig. 2.40 Domeniul distribuției puterilor la silpletele formate din trei lentile

În tabelul 2.8 sunt indicate combinațiile de sticle care satisfac condiția de acromazie în condițiile unei distribuții de puteri date.

Tabelul 2.8 Distribuția puterilor și combinațiile cele mai favorabile de sticle pentru simpletele formate din trei lentile

$\phi_1 / \phi$	$\phi_2 / \phi$	$\phi_3 / \phi$	Combi-nația de sticle
0.9	0.9	-0.8	FK1 - BK1 - LaSF35 FK1 - PSK3 - LaSF35 K51 - LLF6 - SF57 ZKN7 - PK51A - SFN64 LLF1 - BaLF50 - SF58 PSK2 - SK2 - SF14 LF1 - LaFN28 - SF59 KzFSN4 - LaKN13 - SF58 LaKN6 - LaKN6 - SF11
0.9	0.8	-0.7	PK54 - ZK1 - SF1 FK1 - LaK31 - SF6 SK13 - K4 - SF57 LaK33 - BaF3 - SF59
0.9	0.7	-0.6	K7 - FK54 - SF14 BaLF51 - K4 - SF59
0.8	0.7	-0.5	PK50 - K5 - SF58 ZK1 - BK3 - SF59 ZK1 - PK2 - SF59 SK51 - FK54 - SF57 LaKN7 - UBK7 - SF59
0.8	0.6	-0.4	FK54 - SK18A - SF59 FK52 - SK11 - SF59

Tabelul 2.8 continuare

$\phi_1 / \phi$	$\phi_2 / \phi$	$\phi_3 / \phi$	Combi-nația de sticle
0.9	0.6	-0.5	FK52 - SK55 - SF57 BK10 - SK20 - SF58 BK8 - BaK1 - SF59 PK50 - SK15 - SF58 PK3 - BaK6 - SF59 PK3 - SK6 - SF59 SK5 - SK1 - SF59 SK7 - BK8 - SF59 LaK31 - PK50 - SF59
0.7	0.7	-0.4	FK54 - TiK1 - SF59 FK54 - UBK7 - SF58 FK54 - BaK5 - SF59 FK52 - PK50 - SF58 FK52 - PSK2 - SF59
0.7	0.6	-0.3	FK54 - FK51 - SF59

Pentru sistemele de tip N(N-P-N) sticlele 2 și 3 se inversează, iar pentru tipul N(N-N-P) ordinea sticlelor se menține.

La aplicarea metodei detensionării trebuie avute în vedere următoarele:

- detensionarea puterilor are drept consecință, aproape întodeauna, o înrăutățire a sumei lui Petzval ( $S_{IV}$ ), mai ales atunci când aceasta a fost redusă prin folosirea combinațiilor de lentile convergente și divergente [D14].
- configurația minimală pentru eliminarea simultană a celor cinci aberații monocromatice ale lui Seidel este formată din trei suprafețe de refracție dintre care cele externe sunt asferice.

**Metoda dedublării** constă în înlocuirea unei lentile printr-un simplet astfel încât acesta să permită compensarea internă a aberațiilor  $SC_I$ ,  $SS_{IV}$ ,  $SS_I$ ,  $SS_{II}$  etc. Metoda se aplică lentilelor detensionate, deoarece în urma dedublării tensiunea din sistem crește.

Sistemul înlocuitor se poate sintetiza pe baza aberațiilor de ordinul III la care puterile și factorii de formă se determină conform algoritmilor prezentați în subcapitolului 2.10.4, sau se divide lentila cu o suprafață de rază dată - metoda dedublării prin divizare, reprezentată în figura 2.41, caz în care prin impunerea rațională a sticlelor sistemul înlocuitor este perfect determinat:

$$\begin{aligned}\phi_1 &= \phi v_1 / (v_1 - v_2) \\ \phi_2 &= \phi v_2 / (v_2 - v_1) \\ c_1 &= c_2 + \phi_1 / (n_1 - 1) \\ c_3 &= c_2 - \phi_2 / (n_2 - 1)\end{aligned}$$

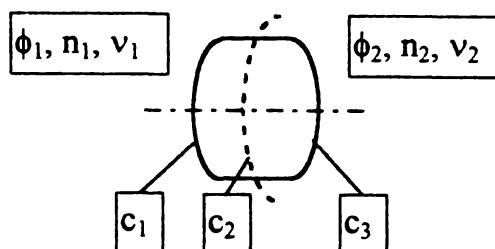


Fig. 2.41 Divizarea lentilei

## 2.10.6. Analiza și optimizarea seideliană

### 2.10.6.1. Aberațiile de ordinul III

Expresiile aberațiilor de ordinul III pentru sisteme formate din lentile groase sunt [M18][M28]:

$$\text{aberația de sfericitate } S_I = \sum_{i=1}^{nd} h_i^4 Q_i^2 \Delta \left( \frac{1}{ns} \right)_i \quad (2.148)$$

$$\text{aberația de coma } S_{II} = \sum_{i=1}^{nd} h_i^3 \bar{h}_i Q_i \bar{Q}_i \Delta \left( \frac{1}{ns} \right)_i \quad (2.149)$$

$$\text{astigmatismul } S_{III} = \sum_{i=1}^{nd} h_i^2 \bar{h}_i^2 \bar{Q}_i^2 \Delta \left( \frac{1}{ns} \right)_i \quad (2.150)$$

$$\text{curbura de câmp } S_{IV} = - \sum_{i=1}^{nd} H^2 \frac{1}{R_i} \Delta \left( \frac{1}{n} \right)_i \quad (2.151)$$

$$\text{distorsiunea } S_V = \sum_{i=1}^{nd} h_i \bar{h}_i^3 \left[ \bar{Q}_i^2 \Delta \left( \frac{1}{ns} \right)_i - \bar{Q}_i (Q_i - \bar{Q}_i) \Delta \left( \frac{1}{nsp} \right)_i \right] \quad (2.152)$$

$$\text{cromatismul de poziție } C_I = \sum_{i=1}^{nd} h_i^2 Q_i \Delta \left( \frac{\Delta n_\lambda}{n} \right)_i \quad (2.153)$$

$$\text{cromatismul de mărire } C_{II} = \sum_{i=1}^{nd} h_i \bar{h}_i \bar{Q}_i \Delta \left( \frac{\Delta n_\lambda}{n} \right)_i \quad (2.154)$$

În aceste expresii s-au folosit următoarele notații:

- înălțimea de incidență a razei obiective pe dioptrii:

$$h_{i-1} = h_i \frac{s_{i+1}}{s'_i} \quad \text{cu } h_i = \frac{Dp_i}{2 \left( 1 - \frac{z p_i}{s_i} \right)} \quad (2.155)$$

- înălțimea de incidență a razei pupilare principale pe dioptri:

$$\bar{h}_{i+1} = \bar{h}_i \frac{sp_{i+1}}{sp'_i} \quad \text{cu } \bar{h}_i = \begin{cases} y_0 \frac{z p_i}{z p_i - s_i} & \text{daca } s \neq \infty \\ -z p_i \operatorname{tg} \sigma_{RPP} & \text{daca } s = \infty \end{cases} \quad (2.156)$$

- invariantul paraxial obiectiv:

$$Q_i = n_i \left( \frac{1}{R_i} - \frac{1}{s_i} \right) \quad (2.157)$$

- invariantul paraxial pupilar:

$$\bar{Q}_i = n_i \left( \frac{1}{R_i} - \frac{1}{sp_i} \right) \quad (2.158)$$

- invariantul lui Lagrange:

$$H = h_i \bar{h}_i \left( \frac{1}{z p_i} - \frac{1}{s_i} \right) \quad (2.159)$$

- $sp_i = z p_i$  - abscisa pupilei de intrare
- $s_i$  - abscisa obiectului
- $Dp_i$  - diametrul pupilei de intrare

Analiza acestor aberații se face cu ajutorul diagramelor de nivel introduse de Fluegge. Ele conțin în abscisă suma coeficienților parțiali de suprafață, iar în

ordonată numărul dioptrului până la care s-a calculat suma. Din diagramă rezultă clar atât care dintre dioptri introduce cea mai mare aberație cât și modul de compensare internă și externă a aberațiilor.

### 2.10.6.2. Aberațiile pupilare și importanța lor

Deoarece aberațiile pupilare nu contribuie direct la degradarea calității sistemului optic, controlul acestora nu a marcat o atenție deosebită din partea opticienilor. Totuși, unele tipuri de sisteme optice nu ar putea funcționa fără aberații pupilare. O astfel de categorie o reprezintă sistemele supraangulare, dintre care un exemplu reprezentativ îl constituie sistemul supraangular al lui Havlicek [M13].

Calitatea imaginii monocromatice a unui sistem optic poate fi caracterizată de cei cinci coeficienți ai lui Seidel. Corespunzător, există cinci coeficienți ai aberațiilor pupilare care cu excepția celui care reprezintă aberația de sfericitate pupilară, pot fi exprimați în funcție de coeficienții lui Seidel. Cea mai importantă aberație pupilară este aberația de sfericitate care are expresia [M28]:

$$SP_1 = \sum_{i=1}^{nd} \bar{h}_i^4 \bar{Q}_i^2 \Delta \left( \frac{1}{n \text{ sp}} \right). \quad (2.160)$$

În lipsa altor aberații, aberația de sfericitate pupilară produce doar o modificare a unghiului pe care raza pupilară principală îl face cu axa optică în spațiul imagine.

Deși  $SP_1$  nu afectează direct calitatea imaginii, ea interacționează cu aberațiile de ordinul III, inducând aberații de ordin superior. În teza sa de doctorat, Hoffman [DZ13] a investigat interacțiunile dintre aberația de sfericitate pupilară și aberațiile imaginii obiectului:

$$\begin{aligned} S_{III}^{III} + S_{IV}^{III} + SP_1^{III} & \rightarrow S_V^V \\ S_{II}^{III} + SP_1^{III} & \rightarrow S_{III}^V \& S_{IV}^V \\ S_I^{III} + SP_1^{III} & \rightarrow S_{II}^{ELIPTICA} \end{aligned} \quad (2.161)$$

Semnificația simbolului „ $\rightarrow$ ” este „induce”.

Aberația de sfericitate pupilară joacă, de asemenea, un rol semnificativ în variația aberațiilor provocată de deplasarea obiectului și a pupilei. Într-un sistem zoom, atât poziția obiectului cât și cea a pupilei variază pentru unele module. Dacă se deplasează obiectul, sumele lui Seidel devin [M28]:

$$\begin{aligned} S_I^* &= S_I + \bar{\epsilon} \left[ 4S_{II} - H\Delta(u^2) \right] + \bar{\epsilon}^2 \left[ 6S_{III} - 3H\Delta(u\bar{u}) + 2S_{IV} \right] + \\ &+ \bar{\epsilon}^3 \left[ 4S_V - 3H\Delta(\bar{u}^2) \right] + \bar{\epsilon}^4 SP_1, \\ S_{II}^* &= S_{II} + \bar{\epsilon} \left[ 3S_{III} + S_{IV} - H\Delta(u\bar{u}) \right] + \bar{\epsilon}^2 \left[ 3S_V + 2H\Delta(\bar{u}^2) \right] + \bar{\epsilon}^3 SP_1, \\ S_{III}^* &= S_{III} + \bar{\epsilon} \left[ 2S_V + H\Delta(\bar{u}^2) \right] + \bar{\epsilon}^2 SP_1, \\ S_{IV}^* &= S_{IV}, \\ S_V^* &= S_V + \bar{\epsilon} SP_1, \\ SP_1^* &= SP_1, \end{aligned} \quad (2.162)$$

unde  $\bar{\epsilon}$  este coeficientul de deplasare a obiectului.

Dacă se deplasează pupila [M28]:

$$\begin{aligned}
S_I^\circ &= S_I, \\
S_{II}^\circ &= S_{II} + \epsilon S_I, \\
S_{III}^\circ &= S_{III} + 2\epsilon S_{II} + \epsilon^2 S_I, \\
S_{IV}^\circ &= S_{IV}, \\
S_V^\circ &= S_V + \epsilon(3S_{III} + S_{IV}) + 3\epsilon^2 S_{II} + \epsilon^3 S_I,
\end{aligned} \tag{2.163}$$

în care  $\epsilon$  este coeficientul de deplasare a pupilei.

În concluzie, se poate spune că aberația de sfericitate pupilară are două efecte:

- **efect static** - interacțiunea cu curbura de câmp induce distorsiune de ordinul V, care poate fi folosită la compensarea distorsiunii de ordinul III;
- **efect dinamic** - introducerea în mod deliberat a aberației de sfericitate pupilară, pentru stabilizarea aberațiilor în procesul de variație a distanței focale.

Efectul static poate fi demonstrat simplu în mod grafic în figura 2.42.

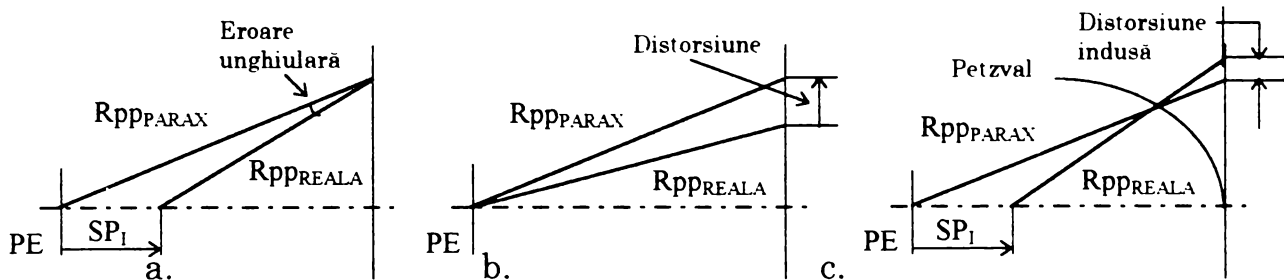


Fig. 2.42. a-c Influențele aberației pupilare

Efectul dinamic rezultă clar din relațiile (2.162), la care se observă că, în afara curburii de câmp, toate celelalte aberații sunt funcții de  $SP_I$ . Dacă  $SP_I$  ar fi nulă, atunci distorsiunea nu ar fi influențată de deplasarea obiectului. Relațiile (2.163) indică faptul că aberațiile lui Seidel nu sunt influențate de aberația de sfericitate pupilară, la deplasarea pupilei. Explicația este dată de faptul că însăși  $SP_I$  este o funcție de deplasarea pupilei:

$$\begin{aligned}
SP_I^\circ &= SP_I + \epsilon[4S_V - 3H\Delta(\bar{u}^2)] + \epsilon^2[6S_{III} - 3H\Delta(u\bar{u}) + 2S_{IV}] + \\
&+ \epsilon^3[4S_{II} - H\Delta(u^2)] + \epsilon^4 S_I.
\end{aligned} \tag{2.164}$$

Devine clar faptul că aberația de sfericitate pupilară, pe lângă rolul ei important în funcționarea sistemului, poate reprezenta o resursă în plus la compensarea aberațiilor sistemelor optice variofocale.

### 2.10.6.3. Funcția de merit

Funcția de merit folosită la minimizarea și stabilizarea aberațiilor de ordinul III se formează din pătratele funcțiilor  $S_I$ ,  $S_{II}$ ,  $S_{III}$ ,  $S_{IV}$ ,  $S_V$ ,  $SP_I$  în cel puțin trei configurații W, M și T, pentru lungimea de undă principală. Aceste funcții sunt incluse în funcția de merit în dependență de necesități și de aberațiile dominante ale sistemului. La minimizarea acestora trebuie să se țină cont de faptul că structura gaussiană a sistemului nu trebuie să se modifice. Metodele de menținere a structurii gaussiene sunt prezentate în subcapitolul 5.2.2. Trebuie menționat faptul că valorile țintă ale aberațiilor de ordinul III nu sunt, în general, nule, deoarece ele trebuie să compenseze aberațiile de ordin superior. Cu toate acestea, un sistem cu aberații extraaxiale mici trebuie să aibă aberațiile de ordinul III mici [M1].

### 3. ANALIZA SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE

Analiza sistemelor optice constă în determinarea calității sistemului, compararea acesteia cu calitatea impusă prin tema de proiectare și stabilirea strategiei de modificare a parametrilor constructivi ai sistemului în scopul apropierii calității efective de cea impusă.

Calitatea sistemului optic este dată atât de indicatori determinați de structura sistemului cât și de indicatori care descriu calitatea imaginii.

Calitatea sistemului se determină prin evaluarea acestuia.

Evaluarea sistemului optic este necesară după etapa de sinteză, sistematic în timpul optimizării și după optimizare.

#### 3.1. PARAMETRII CONSTRUCTIVI AI SISTEMULUI OPTIC

##### 3.1.1. Structura sistemului optic

Un sistem optic este format dintr-o mulțime de elemente optice active în formarea imaginii, elemente aflate într-o anumită schemă de ordonare și o anumită relație. Un element optic reprezintă un ansamblu format din cel puțin un dioptru.

Dioptrul este unitatea de bază a sistemelor optice și reprezintă un sistem optic elementar alcătuit din două medii optice omogene cu indici de refracție diferiți, separate printr-o suprafață descrisă de funcția:

$$F_d(x, y, z) = \frac{1}{R} \left[ cm x^2 + cs y^2 + (1 - \varepsilon)z^2 \right] - 2z + \\ + A_4 (cm x^2 + cs y^2)^2 + \\ + A_6 (cm x^2 + cs y^2)^3 + \\ + A_8 (cm x^2 + cs y^2)^4 + \\ + A_{10} (cm x^2 + cs y^2)^5 + \\ + A_{12} (cm x^2 + cs y^2)^6. \quad (3.1)$$

în care :

R - raza de curbură în centrul dioptrului;

$\varepsilon$  - coeficient de asfericitate:

$$\varepsilon \in (-\infty, 0)$$

dioptru eliptic



$$\varepsilon = 0$$

dioptru sferic

$$\varepsilon \in (0, 1)$$

dioptru eliptic



$$\varepsilon = 1$$

dioptru parabolic

$$\varepsilon \in (1, \infty)$$

dioptru hiperbolic

cm: coeficient de cilindricitate în plan meridian;

cs: coeficient de cilindricitate în plan sagital;

$A_4, \dots, A_{12}$  : coeficienți asferici generali.

Aceștia reprezintă parametrii constructivi ai sistemului optic.

Schema generală a tipurilor de suprafețe descrise de ecuația (3.1) este reprezentată în figura 3.1. Dacă  $D_u$  este diametrul util al dioptrului atunci ecuația :

$$F_d(x, y, z) = 0, \quad \text{cu } y \in \left[ -\frac{D_u}{2}, \frac{D_u}{2} \right] \quad (3.2)$$

descrie complet suprafața dioptrului.

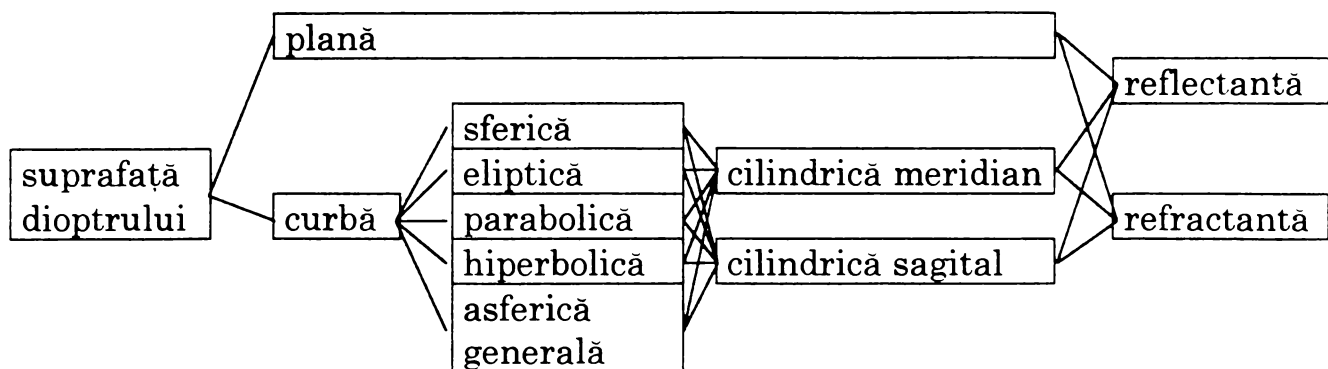


Fig. 3.1 Forme de suprafețe optice și acțiunile lor

Sistemul optic este format din  $m$  dioptri, fiecare dioptru  $i$  fiind poziționat la o distanță  $d_i$  față de dioptrul anterior.

În legătură cu sistemul optic pot fi definite mai multe sisteme de coordonate reprezentate în figura 3.2:

- sistem de coordonate în spațiul obiect (SCO);
- sistem de coordonate propriu sistemului (SCS);
- sistem de coordonate în spațiul imagine (SCI);
- sistem de coordonate propriu dioptrului (SCD).

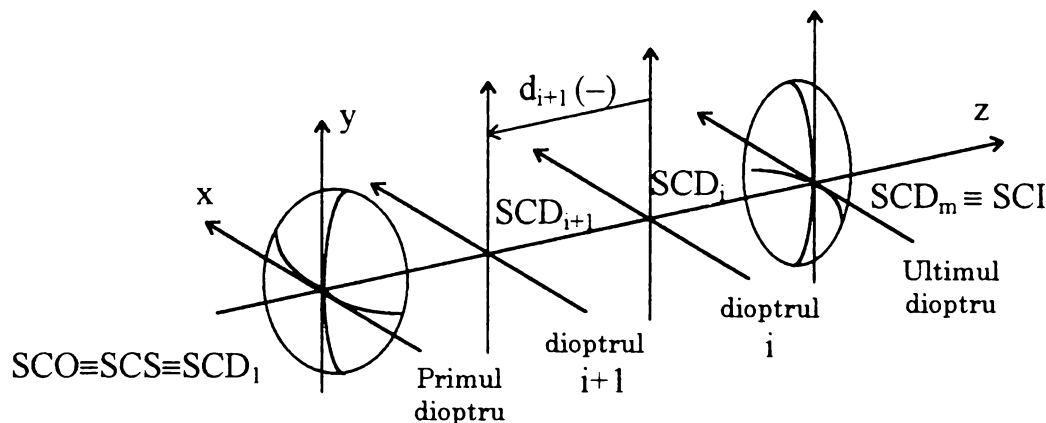


Fig. 3.2 Ordonarea dioptrilor

În general, SCO, SCS și  $SCD_1$  coincid, iar axa  $z$  a celor patru tipuri de sisteme de coordonate coincide cu axa optică. Planul  $z - y$  formează planul meridian, iar planul  $z - x$  formează planul sagital.

Distanțele  $d_i$ , cu  $i = \overline{1, m}$ , reprezintă, de asemenea, parametrii constructivi ai sistemului.

### 3.1.2. Limitarea fasciculelor de radiații

Într-un sistem optic, limitarea fasciculelor de radiații se face cu ajutorul diafragmei de apertură sau de deschidere (DD), descrisă de poziția față de SCS - distanța  $z_{dd}$  - și diametrul  $D_{dd}$ . Aceste două mărimi reprezintă, de asemenea, parametri constructivi ai sistemului.

Imaginile diafragmei de deschidere în spațiile obiect și imagine se numesc pupile de intrare, respectiv de ieșire, reprezentate în figura 3.3.

Pentru calculul sistemului optic este absolut necesară cunoașterea pozițiilor și mărimilor pupilelor de intrare și de ieșire efective și ideale.



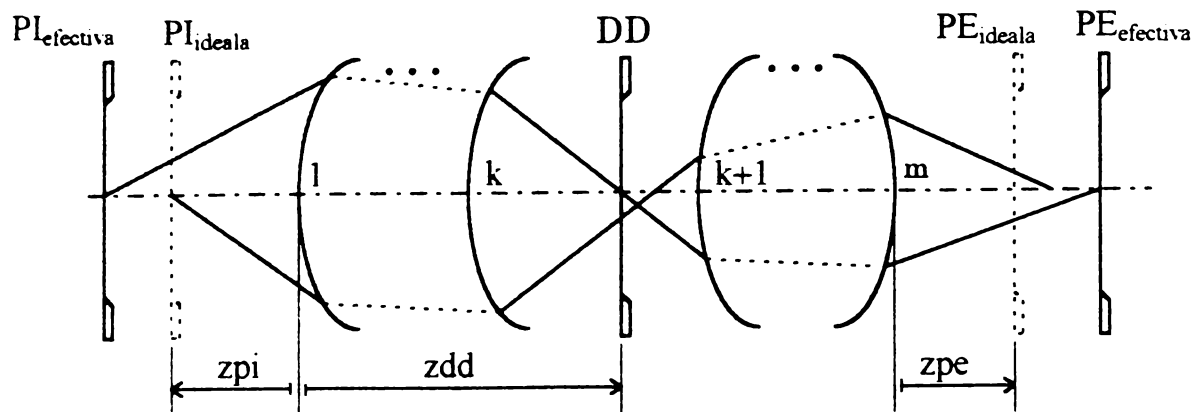


Fig.3.3 Diafragma de deschidere DD și pupilele de intrare PI și de ieșire PE, ideale și efective

### 3.1.2.1. Determinarea pupilelor ideale

Calculul pozițiilor și al mărimilor pupilelor ideale se face prin drumuri paraxiale conform următorului algoritm:

#### Algoritm pentru determinarea pupilelor ideale

```

1  /*  Intrări:  sistem complet cu raze, coeficienți asferici, distanțe, etc.
2  /*          zdd - abscisa diafragmei față de SCD1
3  /*          Ddd - diametrul acesteia.
4  /*  Ieșiri   zpi - abscisa pupilei de intrare ideale față de SCD1
5  /*          Dpi - diametrul acesteia
6  /*          zpe - abscisa pupilei de ieșire ideale față de SCDm
7  /*          Dpe - diametrul acesteia.
8  FUNCȚIE z'(abscisă, param_1, param_2)
9  /*  funcția abscisă imagine calculează prin drumuire paraxială
10 /*  abscisa imagine, pentru o abscisă obiect dată;
11 { ... }
12 FUNCȚIE β(abscisă, param_1, param_2)
13 /*  funcția mărime transversală calculează prin drumuire paraxială
14 /*  mărimea transversală pentru o abscisă obiect dată.
15 { ... }
16 /*  param_1, param_2 au următoarea semnificație:
17 /*      S drumuire prin tot sistemul;
18 /*      SA drumuire prin sistemul anterior diafragmei;
19 /*      SP drumuire prin sistemul posterior diafragmei;
20 /*      D drumuire prin sistem în orientare directă;
21 /*      I drumuire prin sistem în orientare inversată.
22 {
23     DACĂ zdd < 0 ATUNCI
24     /*  Diafragma în fața sistemului
25     {
26         zpi = zdd

```

```

27         Dpi = Ddd
28         zpe = z' (zpi, S, D)
29         Dpe = Dpi β (zpi, S, D)
30     }
31     DACĂ  $\sum_{i=1}^{k-1} d_i \leq zdd \leq \sum_{i=1}^k d_i$  cu  $k \leq m$  ATUNCI
32     /* Diafragma în sistem
33     {
34         zpi = z' ( $\sum_{i=1}^{k-1} d_i - zdd$ , SA, I)
35         Dpi = Ddd β ( $\sum_{i=1}^{k-1} d_i - zdd$ , SA, I)
36         zpe = z' ( $zdd - \sum_{i=1}^k d_i$ , SP, D)
37         Dpe = Ddd β ( $zdd - \sum_{i=1}^k d_i$ , SP, D)
38     }
39     DACĂ  $zdd \geq \sum_{i=1}^m d_i$  ATUNCI
40     /* Diafragma după sistem
41     {
42         zpi = z' ( $\sum_{i=1}^m d_i - zdd$ , S, I)
43         Dpi = β ( $\sum_{i=1}^m d_i - zdd$ , S, I)
44         zpe = zdd
45         Dpe = Ddd
46     }
47 }
48 STOP

```

### 3.1.2.2. Determinarea pupilelor efective

Prin definiție, raza pupilară principală este raza care pornește de la extremitatea câmpului obiect, trece prin centrul pupilei de intrare ideale, prin centrul diafragmei de deschidere și iese prin centrul pupilei de ieșire ideale, ajungând la extremitatea câmpului imagine.

Datorită aberațiilor cu care sunt reprezentate pupilele, o rază drumuită de la extremitatea câmpului obiect și care trece prin centrul pupilei de intrare ideale, nu trece prin centrul diafragmei și nici prin centrul pupilei de ieșire ideale. O asemenea rază, reprezentată în figura 3.3, nu poate fi acceptată ca rază pupilară principală pentru sisteme optice efective.

În cele ce urmează, în condițiile prezenței aberațiilor, se consideră că raza pupilară principală este cea rază care pornește de la extremitatea câmpului obiect și trece prin centrul diafragmei de deschidere. Intersecția acestei raze cu

axa optică în spațiile obiect și imagine determină pozițiile pupilelor efective de intrare și respectiv de ieșire, pentru radiația principală (figura 3.3).

În general, pentru sisteme care funcționează în lumină albă, se consideră ca radiație principală radiația cu lungimea de undă corespunzătoare liniilor  $d$  sau  $e$ .

## 3.2. EVALUAREA GLOBALĂ A CALITĂȚII IMAGINII

Sistemele optice variofocale formează o imagine a cărei calitate variază în funcție de :

- configurație;
- lungimea de undă;
- câmp;
- apertură.

Evaluarea globală se realizează calculând indicatorii calității imaginii pe aceste patru domenii care sunt date prin tema de proiectare.

Principalele instrumente folosite la evaluarea calității imaginii sunt drumuirile paraxială și vectorială.

### 3.2.1. Drumuirea vectorială

Se consideră un sistem optic format din  $m$  dioptri, cu o pupilă de intrare aflată la distanța  $z_{pi}$  față de primul dioptru și un obiect de mărime  $y_0$ , aflat la distanța  $z_0$  de primul dioptru.

#### 3.2.1.1. Drumuirea razelor în spațiul obiect

În practică există, pentru spațiul obiect, următoarele trei cazuri :

- a.  $z_0 \neq \infty$  ;  $z_{pi} \neq \infty$  ,
- b.  $z_0 = \infty$  ;  $z_{pi} \neq \infty$  ,
- c.  $z_0 \neq \infty$  ;  $z_{pi} = \infty$  .

Schema de calcul este reprezentată în figura 3.4.

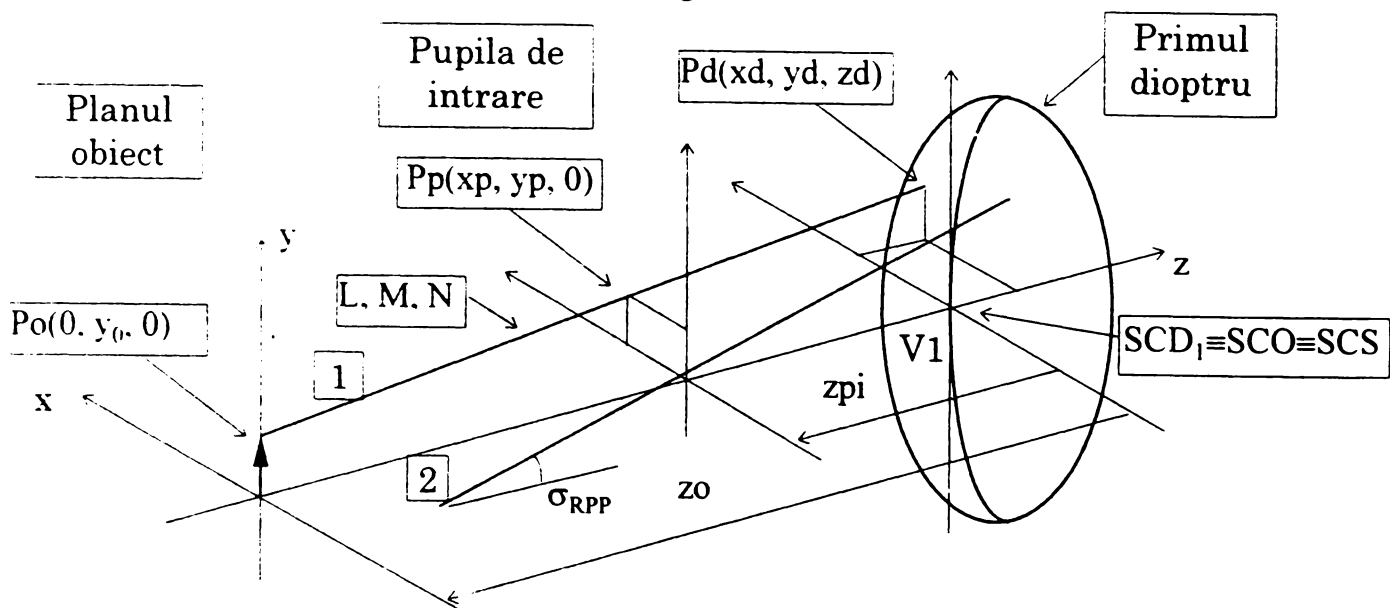


Fig. 3.4 Schema de calcul pentru spațiul obiect

**Cazul a.**

Acest caz corespunde razei (1) din figura 3.4.

Se notează:

$$p = z_{pi} - z_0. \quad (3.3)$$

Distanța  $d(P_0, P_p)$  se calculează cu relația:

$$t = d(P_0, P_p) = \left[ x_p^2 + (y_p - y_0)^2 + p^2 \right]^{1/2} \quad (3.4)$$

Cosinusurile directe și punctul de sprijin ale razei în spațiul obiect sunt :

$$\begin{aligned} L_0 &= \text{sgn}(p) x_p / t, \\ M_0 &= \text{sgn}(p) (y_p - y_0) / t, \end{aligned} \quad (3.5)$$

$$N_0 = \text{ABS}(p) / t.$$

$$x_1 = 0,$$

$$y_1 = y_0.$$

$$z_1 = z_0.$$

Punctul obiect și sinusurile directe determină complet raza.

**Cazul b.**

Acest caz corespunde razei (2) în figura 3.4. Raza care vine de la infinit face cu axa optică unghiul  $\sigma_{RPP}$ . Cosinusurile directe se calculează cu relațiile :

$$\begin{aligned} L_0 &= 0, \\ M_0 &= \sin \sigma_{RPP}, \\ N_0 &= \cos \sigma_{RPP}. \end{aligned} \quad (3.6)$$

Punctul de start se află într-un plan fictiv, situat în fața sistemului la distanța  $l$ , perpendicular pe raza pupilară principală.

Coordonatele acestui punct se calculează cu relațiile:

$$\begin{aligned} x_1 &= x_p, \\ y_1 &= y_p - (l + M_0 y_p + N_0 z_{pi}) M_0, \\ z_1 &= z_{pi} - (l + M_0 y_p + N_0 z_{pi}) N_0. \end{aligned} \quad (3.7)$$

**Cazul c.**

Schema de calcul este reprezentată în figura 3.5.

În acest caz pupila de intrare se află la infinit și deci diafragma de apertură se află situată fie în planul focal al sistemului anterior diafragmei DD, fie în planul focal imagine al întregului sistem.

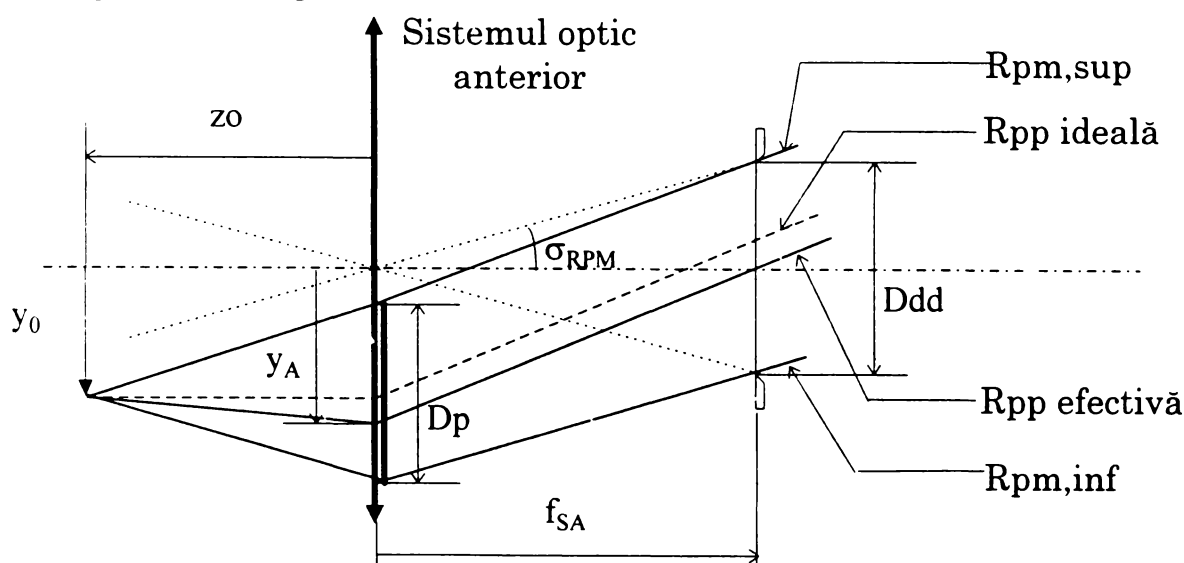


Fig. 3.5 Schema de calcul pentru sisteme telecentrice

În acest caz se poate considera că există o deschidere efectivă în planul vertex al primei suprafețe. deschidere numită pupilă de intrare fictivă.

Unghiul sub care intră raza pupilară marginală se calculează cu relația :

$$\operatorname{tg} \sigma_{RPM} = \frac{D_{dd}}{2 f_{sA}}. \quad (3.8)$$

Diametrul pupilei de intrare fictive este dat de relația :

$$D_p = 2 \operatorname{Abs} (z_0) \operatorname{tg} \sigma_{RPM}. \quad (3.9)$$

Coordonatele punctelor din pupilă se scalează la acest nou diametru :

$$x_{pl} = x_p \frac{D_p}{D_{pi}}, \quad (3.10)$$

$$y_{pl} = y_p \frac{D_p}{D_{pi}}.$$

deoarece ele au fost calculate pentru  $D_{pi} = 1$ .

Poziția centrului pupilei fictive se calculează cu relația :

$$y_A = y_0 - z_0 \frac{M}{\sqrt{1 - M^2}}, \quad (3.11)$$

unde  $M$  este cosinusul director al  $R_{pp}$  efective; el diferă de cosinusul director al razei pupilare principale ideale care este nul.

Distanța între punctul obiect și cel din pupila fictivă se calculează cu relația :

$$t = \left[ x_{pl}^2 + (y_A + y_{pl} - y_0)^2 + z_0^2 \right]^{1/2} \quad (3.12)$$

Dacă se notază

$$p = -z_0. \quad (3.13)$$

cosinusurile directoare ale razei sunt :

$$L_0 = \operatorname{sgn}(p) x_{pl} / t,$$

$$M_0 = \operatorname{sgn}(p) (y_A + y_{pl} - y_0) / t. \quad (3.14)$$

$$N_0 = (1 - L_0^2 - M_0^2)^{1/2}.$$

Punctul de start are coordonatele:

$$x_1 = 0,$$

$$y_1 = y_0. \quad (3.15)$$

$$z_1 = z_0.$$

În toate cele trei cazuri s-a stabilit raza în spațiul obiect ca fiind determinată de un punct de start  $(x_1, y_1, z_1)$  față de  $SCD_1$  și de cosinusurile directoare  $(L_0, M_0, N_0)$ .

### 3.2.1.2. Determinarea punctului de intersecție dintre rază și dioptru

Coordonatele punctului de intersecție sunt:

$$x_d = x_1 + e L_0,$$

$$y_d = y_1 + e M_0,$$

$$z_d = z_1 + e N_0. \quad (3.16)$$

Dacă dioptrul este plan atunci:

$$e = -z_1 / N_0. \quad (3.17)$$

Dacă dioptrul este o cuadrică de revoluție, se înlocuiesc relațiile (3.16) în ecuația dioptrului și se obține ecuația:

$$a e^2 + 2b e + c = 0, \quad (3.18)$$

unde

$$\begin{aligned}
 a &= 1 / R [cm Lo^2 + cs Mo^2 + (1 - \epsilon) No^2 ], \\
 b &= 1 / R [ cm Lo x1 + cs Mo y1 + (1 - \epsilon) No z1 ] - No, \\
 c &= 1 / R [ cm x1^2 + cs y1^2 + (1 - \epsilon) z1^2 ] - 2 z1.
 \end{aligned}
 \tag{3.19}$$

Ecuatia (3.18) are discriminantul

$$\Delta = b^2 - ac. \tag{3.20}$$

Dacă  $\Delta < 0$ , raza nu intersectează dioptrul .

Dacă  $\Delta > 0$ , se obțin două soluții :

$$e_{1,2} = \frac{-b \pm \sqrt{\Delta}}{a} . \tag{3.21}$$

Soluția favorabilă se determină pe baza următorului algoritm:

### Algoritm pentru selectarea distanței

```

1  /*  Intrări:  e1, e2, z1, R
2  /*  Ieșiri:   e
3  {
4  DACĂ e1 < e2  ATUNCI e = e2
5                ALTFEL e = e1
6  DACĂ e1 e2 > 0 ATUNCI
7                DACĂ (ABS(ABS(e1) - ABS(z1)) < ABS(R)) ATUNCI e = e1
8                ALTFEL e = e2
9  }
10 STOP

```

Dacă dioptrul este asferic general se folosește o metodă iterativă hibridă de tip Newton, pentru rezolvarea ecuației dioptrului, folosind punctul de start

$$e = -z1 / No. \tag{3.22}$$

În acest fel se determină coordonatele punctului de intersecție dintre rază și dioptru și distanța dintre punctul de start și punctul de intersecție.

#### 3.2.1.3. Determinarea razei emergente

Schema de calcul pentru determinarea razei emergente este reprezentată în figura 3.6.

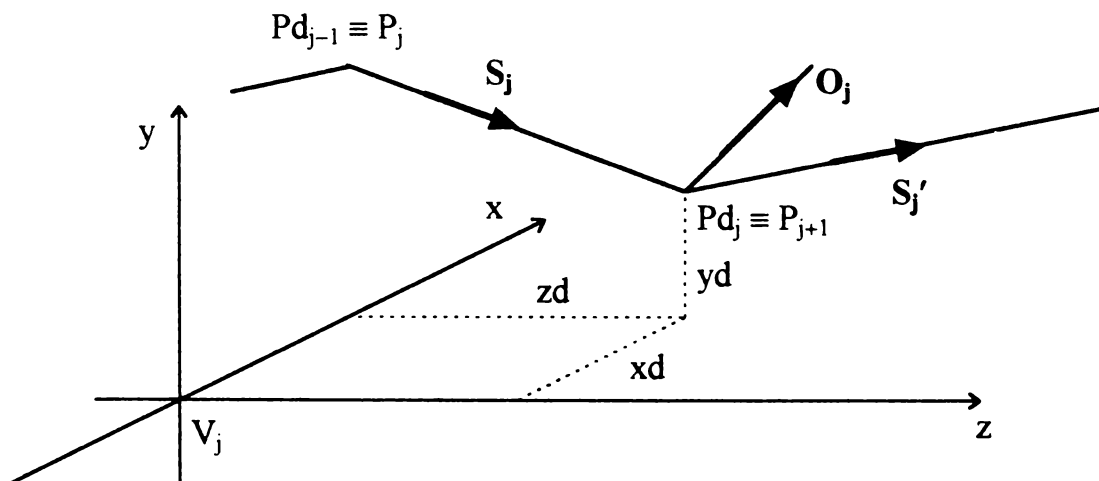


Fig. 3.6 Schema de calcul a razei emergente

Raza emergentă este determinată complet de punctul de start Pd și cosinusurile directoare L1, M1, N1.

Ecuatia vectorială a legii refracției este :

$$n' \mathbf{S}' = n \mathbf{S} + G \mathbf{O}, \quad (3.23)$$

unde :

$\mathbf{S}$  (Lo, Mo, No) este versorul razei incidente,

$\mathbf{S}'$  (L1, M1, N1) este versorul razei emergente,

$\mathbf{O}$  (U, V, W) este versorul normalei în punctul de incidență,

$$\text{iar } G = n' (\mathbf{S}' \cdot \mathbf{O}) - n (\mathbf{S} \cdot \mathbf{O}) \quad (3.24)$$

este un scalar.

Derivatele parțiale ale funcției dioptrului în punctul de incidență sunt :

$$\begin{aligned} F_x &= \frac{\partial F}{\partial x} = \frac{2}{R} \cdot cm \cdot xd + 2 \cdot cm \cdot xd \cdot t \cdot (2A_4 + 3A_6t + 4A_8t^2 + 5A_{10}t^3 + 6A_{12}t^4), \\ F_y &= \frac{\partial F}{\partial y} = \frac{2}{R} \cdot cs \cdot yd + 2 \cdot cs \cdot yd \cdot t \cdot (2A_4 + 3A_6t + 4A_8t^2 + 5A_{10}t^3 + 6A_{12}t^4), \\ F_z &= \frac{\partial F}{\partial z} = \frac{2}{R} (1 - \varepsilon) zd - 2, \\ FF &= \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}, \\ t &= cm \cdot xd^2 + cs \cdot yd^2. \end{aligned} \quad (3.25)$$

Cosinusurile directoare ale normalei la suprafața dioptrului în punctul de intersecție cu raza incidentă sunt :

$$\begin{aligned} U &= \frac{F_x}{FF}, \\ V &= \frac{F_y}{FF}, \\ W &= \frac{F_z}{FF}. \end{aligned} \quad (3.26)$$

Se notează

$$v = \frac{n}{n'}. \quad (3.27)$$

În continuare se calculează :

$$Q = \mathbf{S} \cdot \mathbf{O} = \cos i = Lo U + Mo V + No W, \quad (3.28)$$

$$t = 1 - v^2 (1 - Q^2). \quad (3.29)$$

Dacă  $t < 0$  atunci raza se reflectă total pe dioptru.

Se calculează în continuare:

$$Q' = \mathbf{S}' \cdot \mathbf{O} = \cos i' = t^{1/2}, \quad (3.30)$$

$$G = Q \left\{ \text{REF} \left[ \frac{1}{Q^2} (1 - v^2) + v^2 \right]^{1/2} - v \right\}. \quad (3.31)$$

Cosinusurile directe ale razei emergente sunt :

$$\begin{aligned} L1 &= n L_0 + G U, \\ M1 &= n M_0 + G V, \\ N1 &= n N_0 + G W. \end{aligned} \quad (3.32)$$

### 3.2.1.4. Transferul la dioptrul următor

Schema de calcul este reprezentată în figura 3.7.

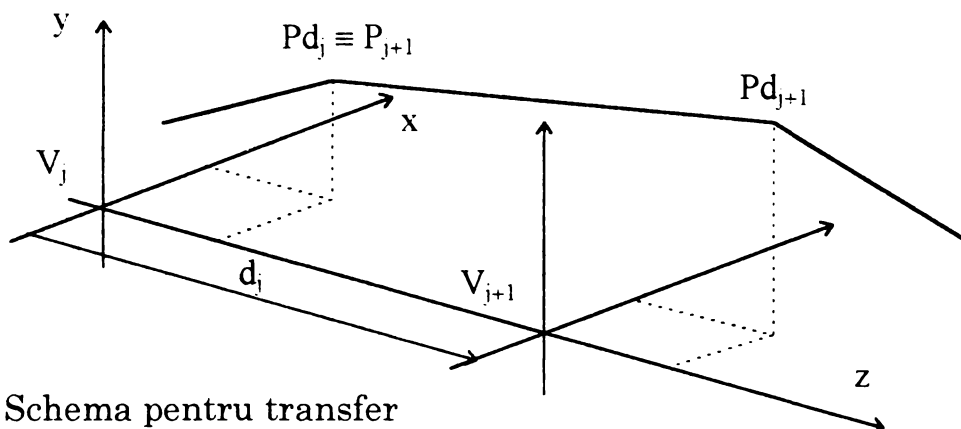


Fig. 3.7 Schema pentru transfer

Transferul la următorul dioptru se face cu relațiile :

$$\begin{aligned} x_{j+1} &= x d_j, \\ y_{j+1} &= y d_j, \\ z_{j+1} &= z d_j - d_j, \\ L_0 &= L1, \\ M_0 &= M1, \\ N_0 &= N1. \end{aligned} \quad (3.33)$$

### 3.2.1.5. Propagarea razelor în spațiul imagine

Schema de calcul este reprezentată în figura 3.8. Planul imagine se găsește la distanța  $d_m$  de planul vertex al ultimului dioptru. După transferul coordonatelor la sistemul de coordonate al planului imagine folosind relațiile (3.34), se calculează coordonatele punctului  $P'$  de intersecție dintre rază și planul imagine cu relațiile:

$$\begin{aligned} x' &= x d_m - z d_m L_0 / N_0, \\ y' &= y d_m - z d_m M_0 / N_0. \end{aligned} \quad (3.34)$$

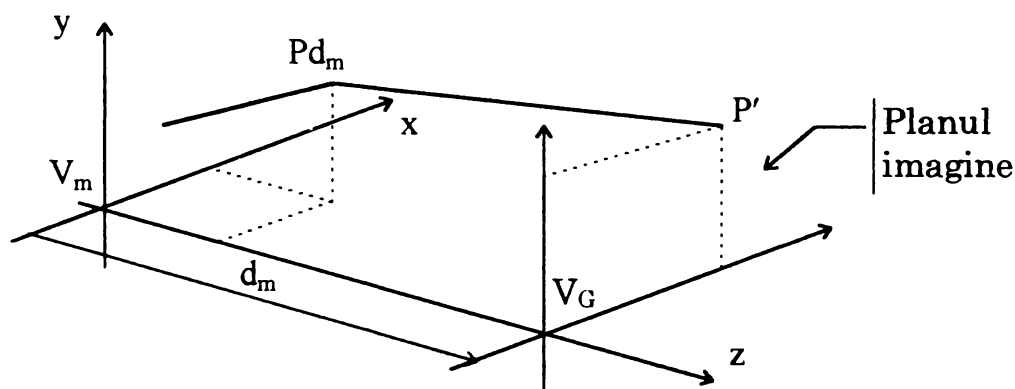


Fig. 3.8 Schema de calcul în spațiul imagine

[AN1], [AN4], [AN22], [AN38], [AN40], [AN46], [AN47]



### 3.2.2. Imaginea punctului și caracteristicile sale

#### 3.2.2.1. Aproximația geometrică – diagrama spoturilor

Dacă se drumuiește prin sistem un număr de nrraze raze suficient de mare care pleacă de la extremitatea punctului obiect și sunt distribuite ordonat sau aleator în pupila de intrare și se înregistrează punctele de intersecție ale razelor, care trec prin sistem nevignetate, cu planul imagine, se obține diagrama spoturilor sau pata de difuzie.

Abateră punctului de intersecție al unei raze oarecare cu planul imagine față de punctul de intersecție al razei pupilare principale efective cu planul imagine se numește aberație transversală ABT și are două componente ABTX și ABTY astfel încât  $ABT = (ABTX^2 + ABTY^2)^{1/2}$ . Originea sistemului de coordonate al diagramei spoturilor se află deci în punctul de intersecție al Rpp efective cu planul imagine. Dimensiunea geometrică a petei de difuzie reprezintă un indicator direct al calității imaginii. Cu cât dimensiunile sunt mai mari cu atât calitatea imaginii este mai redusă. Informații utile dau următorii indicatori:

#### a. Poziția centrului de greutate al diagramei spoturilor ( $\Delta y' = dY_{cg}$ )

Centrul de greutate se află în planul meridian la distanța:

$$\Delta y' = \frac{\sum_{i=1}^{nrraze} ABTY_i}{nrraze} \quad (3.35)$$

față de originea diagramei spoturilor.

Raza care trece prin acest punct se numește centroidă.

#### b. Diametrul geometric ( $D_{GEO} = 2 R_{geo}$ )

$$D_{GEO} = \max\{ABT_i\} \text{ față de origine} \quad (3.36)$$

sau

$$D_{GEO} = \max\{[ABTX^2 + (ABTY - \Delta y')^2]^{1/2}\} \text{ cu } i = \overline{1, nrraze}.$$

#### c. Diametrul 80% ( $2 R_{80\%}$ )

Reprezintă diametrul cercului care conține 80% din raze și se poate calcula față de origine sau față de centrul de greutate.

#### d. Diametrul discului Airy

Se calculează cu relația:

$$D_{ARY} = \frac{0.61 \lambda_{REF}}{n' \sin \theta} \quad (3.37)$$

unde  $\lambda_{REF}$  reprezintă lungimea de undă a radiației principale, iar  $n' \sin \theta$  este apertura imagine.

Dacă toate razele se află în interiorul discului Airy atunci se spune că sistemul se află la limita difracțională, adică imaginea nu este influențată decât de fenomenul de difracție.

### e. Diametrul mediu pătratic – momentul Gauss

Se calculează cu relația:

$$D_{\text{RMS}} = 2 \left[ \frac{\sum_{i=1}^{\text{nrraze}} (ABTX_i^2 + ABTY_i^2)}{\text{nrraze}} \right]^{1/2}, \text{ față de origine}$$

sau

$$D_{\text{RMS}} = 2 \left[ \frac{\sum_{i=1}^{\text{nrraze}} [ABTX_i^2 + (ABTY_i - \Delta y')^2]}{\text{nrraze}} \right]^{1/2}, \text{ față de centrul de greutate.} \quad (3.38)$$

### f. Energia enciclată

Energia enciclată se poate calcula în aproximare geometrică ca numărul de raze incluse în cercuri concentrice de diferite diametre.

### g. Distorsiunea (DIS)

Distorsiunea reprezintă abaterea poziției punctului de intersecție al Rpp efective cu planul imagine față de înălțimea imaginii paraxiale:

$$\text{DIS} = \frac{y'_{\text{RPP}} - y'}{y'} 100\%, \quad (3.39)$$

$$\text{unde } y' = y'_0 \frac{d_m - z_{pe}}{z_{pg} - z_{pe}}. \quad (3.40)$$

în care  $z_{pg}$  este abscisa planului imagine gaussian, iar  $y'_0 = f \text{ tg } \sigma_{\text{RPP}}$  sau  $y'_0 = \beta y_0$ .

Această aberație nu influențează claritatea imaginii, ci doar poziția acesteia. La nivelul întregii imagini, prezența distorsiunii are ca efect deformarea acesteia.

Dacă se reprezintă mai multe diagrame spot pentru mai multe plane imagine deplasate față de planul de referință gaussian, atunci se poate observa că există un plan în care diametrul petei de difuzie este minim. Pentru diferite valori ale câmpului aceste plane sunt diferite. Pentru o anumită valoare a câmpului distanța dintre planul cu diametrul petei de difuzie minim și planul cu diametrul petei de difuzie minim, pentru un obiect axial, se numește curbura de câmp.

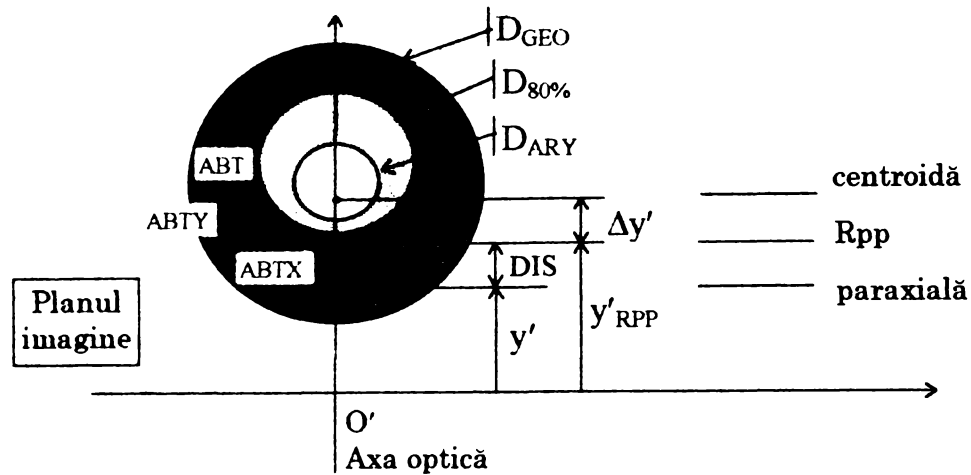


Fig. 3.9 Pata de difuzie și mărimile caracteristice

## h. Iluminarea relativă (IR)

Din cauza aberațiilor, a obturărilor și a vignetațiilor, iluminarea în imaginea unui punct, pentru un anumit câmp, scade față de iluminarea în imaginea unui punct axial mai pronunțat decât cu  $\cos^3 \sigma_{RPP} \cos \sigma_{RPPD}$  ( $\sigma_{RPPD}$  este unghiul pe care  $R_{pp}$  efectivă îl face cu axa optică în spațiul diafragmei [M22]), periferia imaginii este mai întunecată decât centrul, numărul de raze care ajung în planul imagine la aceeași distribuție în pupila de intrare este mai mic. Din aceste motive iluminarea relativă trebuie limitată inferior  $IR \geq IR_{MIN}$ .

### 3.2.2.2. Aproximația ondulatorie

#### Aberația de undă

O undă electromagnetică care este emisă dintr-un punct obiect, are în spațiul obiect un front de undă sferic cu centrul în punctul obiect considerat.

Dacă această undă s-ar propaga printr-un sistem optic ideal atunci, la fiecare dioptru, frontul de undă și-ar schimba curbura atât ca mărime cât și ca semn, însă ar rămâne sferic, astfel încât în spațiul imagine va fi centrat în punctul imagine conjugat celui obiect.

Frontul de undă reprezintă suprafața care reunește punctele cu aceeași fază și este perpendiculară pe direcția de propagare.

Conform principiului lui Fermat între două puncte lumina va alege astfel drumul încât timpul de propagare să fie minim.

În aproximație geometrică, direcția de propagare poate fi asimilată unei raze de lumină și deci între două puncte luate la distanța  $l$  într-un mediu omogen cu indicele de refracție  $n$  lumina se propagă liniar, parcurgând un drum optic:

$$DRO = n \cdot l. \quad (3.41)$$

La propagarea luminii printr-un sistem optic ideal, drumul optic între diferite puncte aflate pe un front de undă din spațiul obiect și punctele conjugate acestora, aflate pe un front de undă în spațiul imagine, este constant.

Deci:

$$\sum n_i l_i = \text{constant}. \quad (3.42)$$

În realitate însă sistemele optice reale determină schimbarea formei sferice a frontului de undă astfel încât în spațiul imagine frontul de undă va avea forma unei suprafețe asferice generale.

Abaterea dintre suprafața de undă reală și suprafața de undă ideală se numește aberație de undă.

Pentru a calcula aberația de undă este necesară determinarea frontului de undă. Schema de calcul este reprezentată în figura 3.9.

Prin convenție, se consideră frontul de undă care trece prin centrul pupilei de ieșire efective în spațiul imagine. Astfel, drumul optic de referință va fi cel al razei pupilare principale efective.

Fie  $\bar{P}_1$  punctul de intersecție dintre raza pupilară principală și frontul de undă de referință în spațiul obiect, perpendicular pe aceasta și  $P_1$  un punct oarecare pe acest front de undă.

Drumul optic al razei pupilare principale este :

$$DRO_{RPP} = (\bar{P}_1, \bar{P}d_1)n_1 + \dots + (\bar{P}d_i, \bar{P}d_{i+1})n_{i+1} + \dots + (\bar{P}d_{m-1}, \bar{P}d_m)n_m + (\bar{P}d_m, O)n_{m+1} \quad (3.43)$$

Fie  $O_S$  punctul în care raza oarecare, care pleacă din  $P_1$ , întâlnește suprafața sferică a frontului de undă ideal, care trece prin centrul  $O$  al pupilei de ieșire și  $O_U$  punctul în care aceeași rază intersectează suprafața de undă reală în spațiul imagine.

Drumul optic parcurs de o rază oarecare până la ultimul dioptru al sistemului este :

$$DRO = (P_1, Pd_1)n_1 + \dots + (Pd_i, Pd_{i+1})n_{i+1} + \dots + (Pd_{m-1}, Pd_m)n_m. \quad (3.44)$$

Diferența dintre cele două drumuri optice reprezintă drumul optic pe care raza oarecare trebuie să îl parcurgă în spațiul imagine, până la suprafața frontului de undă real.

$$(Pd_m, O_U)n_{m+1} = DRO_{RPP} - DRO. \quad (3.45)$$

Se notează :

$$e = (Pd_m, O_U), \quad (3.46)$$

drumul geometric al razei de la punctul de intersecție cu ultimul dioptru la punctul de intersecție cu suprafața frontului de undă real.

Coordonatele punctului  $O_U$  față de sistemul de coordonate al ultimului dioptru sunt:

$$\begin{aligned} x_U &= xd_m + e L, \\ y_U &= yd_m + e M, \\ z_U &= zd_m + e N. \end{aligned} \quad (3.47)$$

unde  $xd_m, yd_m, zd_m$  sunt coordonatele punctului de intersecție dintre raza oarecare și ultimul dioptru, iar  $L, M, N$  sunt cosinusurile directe ale acestei raze în spațiul imagine.

În pupila de ieșire efectivă, aflată la distanța  $z_{pe}$  de ultimul dioptru, se consideră două sisteme de coordonate.

Unul propriu pupilei ( $O, x_{pe}, y_{pe}, z_{pe}$ ) și altul propriu razei pupilare principale ( $O, x_{per}, y_{per}, z_{per}$ ), care este rotit față de primul.

Planul imagine se află la distanța  $d_m$  față de ultimul dioptru.

Modificarea poziției planului imagine efectiv față de planul imagine gaussian se numește defocusare și este extrem de utilă la determinarea planului imagine optim.

Raza pupilară principală intersectează planul imagine în punctul  $\bar{P}'$ , la o distanță  $y'_{RPP}$  față de axa optică :

$$y'_{RPP} = \bar{y}d_m + \frac{(d_m - \bar{z}d_m)\bar{M}}{\bar{N}}, \quad (3.48)$$

unde  $\bar{L}$ ,  $\bar{M}$ ,  $\bar{N}$  sunt cosinusurile directoare ale razei pupilare principale în spațiul imagine.

Raza suprafeței sferice a frontului de undă ideal (numită și raza sferei de referință) se determină cu relația :

$$RSR = \left[ y_{RPP}^2 + (d_m - z_{pe})^2 \right]^{1/2}. \quad (3.49)$$

Coordonatele punctului  $O_U$  față de sistemul de coordonate propriu pupilei de ieșire sunt :

$$\begin{aligned} x_{U1} &= x_U, \\ y_{U1} &= y_U, \\ z_{U1} &= z_U - z_{pe}. \end{aligned} \quad (3.50)$$

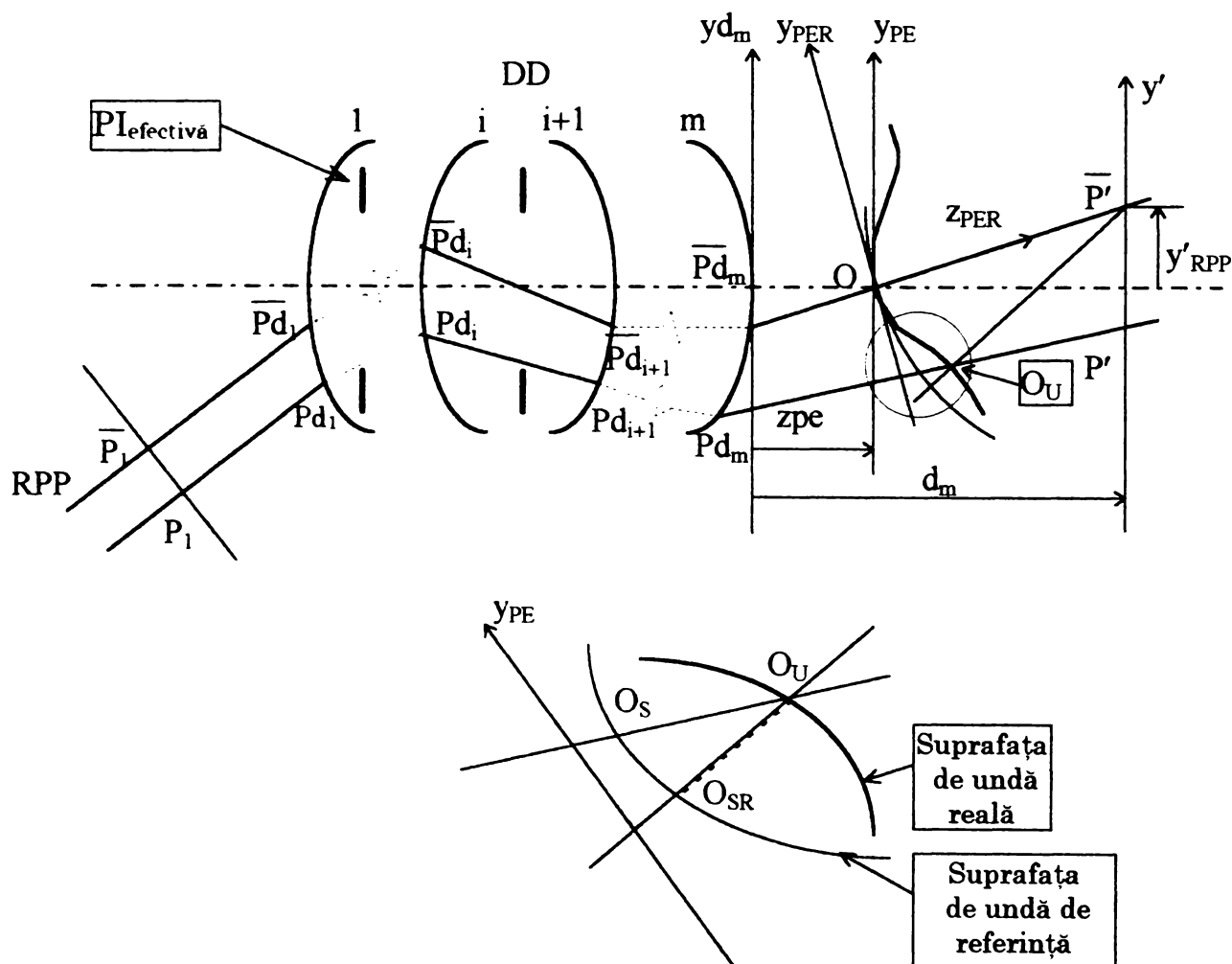


Fig. 3.10. Schema de calcul pentru aberația de undă

Coordonatele punctului  $O_U$  față de sistemul de coordonate propriu razei pupilare principale sunt :

$$\begin{aligned} x_{UR} &= x_{U1}, \\ y_{UR} &= \bar{N} y_{U1} - \bar{M} z_{U1}, \\ z_{UR} &= \bar{M} y_{U1} + \bar{N} z_{U1}. \end{aligned} \quad (3.51)$$

Astfel, s-au determinat coordonatele unui punct de pe suprafața de undă reală față de un sistem de coordonate propriu acestei suprafețe .

În literatura de specialitate se găsesc diferite moduri de calcul ale aberației de undă. Astfel, [M12], [M9], [M6], [AN20], consideră aberația de undă ca fiind drumul optic ( $O_S, O_U$ )  $n_{m+1}$  determinat pe direcția razei.

Alți autori [AN11], [AN35] consideră utilă măsurarea aberației de undă de-a lungul razei sferei de referință care trece prin punctul  $O_U$ , deci ( $O_{SR}, O_U$ )  $n_{m+1}$ .

Numeroase verificări făcute de autor au arătat că nu există diferențe semnificative între aberația de undă calculată cu cele două metode. A doua metodă însă nu implică calculul punctului de intersecție cu sfera de referință și deci este mai simplă. Din acest motiv va fi folosită în continuare.

Aberația de undă se calculează deci cu relația :

$$W = RSR - \left[ x_{UR}^2 + y_{UR}^2 + (z_{UR} - RSR)^2 \right]^{1/2}. \quad (3.52)$$

Această valoare se asociază punctului ( $x_{UR}, y_{UR}$ ).

Calculând aberația de undă pentru un număr npp de raze distribuite uniform în pupila de intrare, se obțin npp puncte ( $x_{WR}, y_{WR}, W$ ) în sistemul de coordonate ( $x_{PER}, y_{PER}, z_{PER}$ ).

Mărimea aberației de undă reprezintă, de asemenea, un indicator direct al calității imaginii [M9], [M12], [M1], [M7]. Următorii indicatori derivați s-au dovedit utili în practică:

### a. Aberația de undă maximă

Dacă aberația de undă maximă este mai mică decât  $\lambda / 4$ , atunci influența aberațiilor asupra discului Airy este minimală. Acesta este criteriul Rayleigh pentru sisteme bine corectate.

### b. Intensitatea Strehl (I)

Pentru sisteme bine corectate, se definește intensitatea Strehl numită și luminozitate de definiție:

$$I = 1 - \frac{4\pi^2}{\lambda^2} E, \quad (3.53)$$

unde

$$E = \overline{W^2} - \overline{W}^2 = \frac{1}{A} \iint_{PE} W^2 dA - \left( \frac{1}{A} \iint_{PE} W dA \right)^2 \quad (3.54)$$

este deformația pătratică medie a aberației de undă, care poate fi aproximată cu sume la un număr nps suficient de mare de puncte de sprijin în pupila de ieșire:

$$\overline{W^2} = \frac{1}{nps} \sum_{i=1}^{nps} W_i^2 \quad \text{și} \quad \overline{W} = \frac{1}{nps} \sum_{i=1}^{nps} W_i. \quad (3.55)$$

Dacă  $I \leq 0.8$ , atunci criteriul lui Rayleigh este satisfăcut, iar  $E \approx \lambda / 14$ .

### c. Numărul de inele din interferograma frontului de undă (NII)

Inelele de interferență reprezintă locul geometric al punctelor echifaze determinate prin însumarea amplitudinilor de pe sfera de referință și suprafața de undă investigată.

Distanța dintre două inele întunecate corespunde diferenței de drum geometric între cele două suprafețe egală cu  $\lambda / 2$ . Deci, din interferograma frontului de undă se poate determina direct abaterea față de sfera de referință.

Intensitatea într-un anumit punct al interferogramei este dată de relația :

$$I = I_1 + I_2 + 2\sqrt{I_1 I_2} \cos \Delta\phi. \quad (3.56)$$

Se poate considera că  $I_1 = I_2 = 1$  și se obține :

$$I = 2 ( 1 + \cos \Delta\phi ). \quad (3.57)$$

Diferența de fază are expresia :  $\Delta\phi = \frac{2\pi}{\lambda} W$  și deci :

$$I = 2 \left( 1 + \cos \frac{2\pi}{\lambda} W \right). \quad (3.58)$$

Drumuirea razelor distribuite uniform în pupila de intrare va determina o distribuție neuniformă în pupila de ieșire.

Pentru a putea obține o distribuție uniformă a punctelor în care se cunoaște aberația de undă, este necesară aproximarea suprafeței aberației de undă cu un polinom bidimensional, folosind metoda celor mai mici pătrate.

Astfel vom putea calcula valoarea aberației de undă în orice punct din sistemul de coordonate ( $x_{PER}$ ,  $y_{PER}$ ,  $z_{PER}$ ).

Mulți autori au prezentat în lucrările lor polinoame de aproximare: [AN21], [AN31], [AN35], [AN39], [AN44], [M2], [AN64], [AN2].

Polinomul folosit de autor este de forma :

$$\begin{aligned} P(x, y) = & a_{20}h^2 + a_{40}h^4 + a_{60}h^6 + a_{80}h^8 + a_{100}h^{10} + a_{21}h^2y + a_{41}h^4y \\ & + a_{61}h^6y + a_{01}y + a_{02}y^2 + a_{22}h^2y^2 + a_{42}h^4y^2 + a_{62}h^6y^2 + \\ & + a_{03}y^3 + a_{23}h^2y^3 + a_{43}h^4y^3 + a_{63}h^6y^3 \end{aligned} \quad (3.59)$$

pentru puncte extraaxiale și

$$P(x, y) = a_{20}h^2 + a_{40}h^4 + a_{60}h^6 + a_{80}h^8 + a_{100}h^{10} \quad (3.60)$$

pentru puncte obiect axiale.

În aceste expresii  $h^2 = x^2 + y^2$ .

Eroarea de aproximare a suprafeței aberației de undă cu acest polinom s-a dovedit a fi sub 1%, ceea ce este satisfăcător. Aproximarea aberației de undă cu un polinom permite atât integrarea funcțiilor care o conțin pe domeniul pupilei de intrare, cât și reprezentarea grafică 3D și 4D a acestora.

### **Imaginea unui punct dată de un sistem optic**

Dintr-un punct O în spațiul obiect al unui obiectiv OB, reprezentat în figura 3.11, pornește o undă sferică W care este transformată de un obiectiv lipsit de aberații, într-o undă sferică W', cu centrul în O'. Conform principiului lui Huygens, din orice punct al acestei unde pornesc unde secundare, de exemplu din P<sub>0</sub> și P<sub>1</sub>. Undele care pleacă din P<sub>0</sub> și P<sub>1</sub> în direcția O' sunt în fază și se amplifică, iar cele care ajung în O<sub>1</sub>' sunt în antifază și se anulează. Din punct de vedere matematic acest fenomen este descris de funcția Bessel de ordinul 1.

Ca rezultat, se obține distribuția intensității în imaginea unui punct dată de un sistem optic ideal, cunoscută și sub denumirea de distribuția lui Airy, determinată de acesta în anul 1834:

$$I = \left[ \frac{2J_1(v)}{v} \right]^2, \quad (3.61)$$

unde

$$v = \frac{\pi D_{pe} \cdot r}{\lambda \cdot f}. \quad (3.62)$$

Primul minim se află la distanța  $\frac{0.61\lambda}{A}$  unde A este apertura.

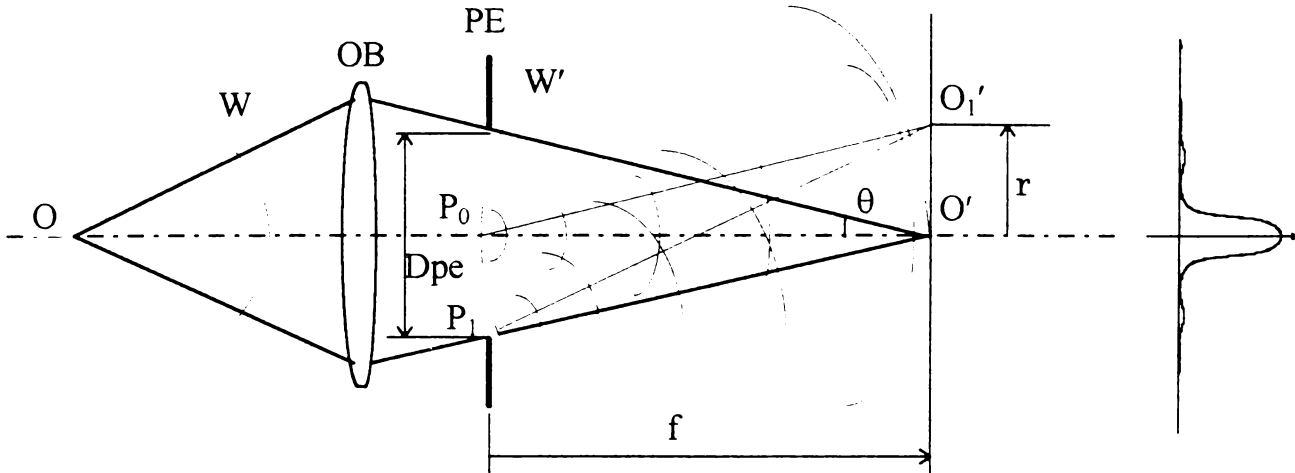


Fig. 3.11 Schema de calcul a imaginii ideale a punctului

În figura 3.12 este reprezentată imaginea ideală a punctului în spațiul imagine. Influența defocusării asupra imaginii punctului într-un plan perpendicular pe axa optică este, reprezentată în figura 3.13.

Aberațiile monocromatice și variația cromatică a acestora influențează hotărâtor imaginea punctului prin transferarea energiei în afara zonei centrale.

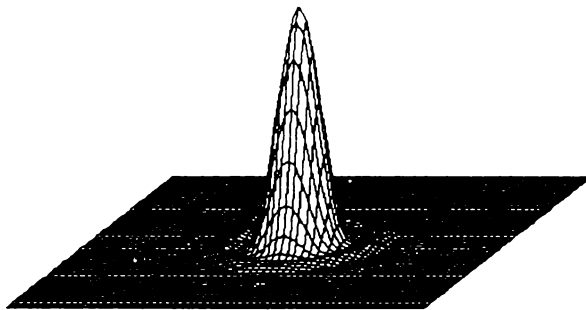


Fig. 3.12

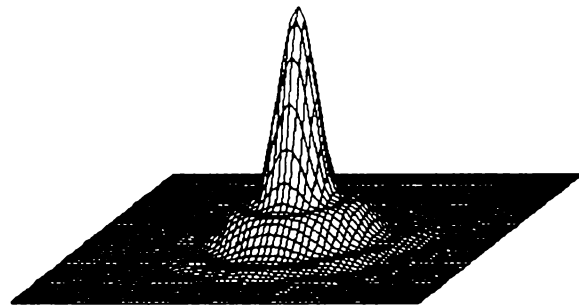
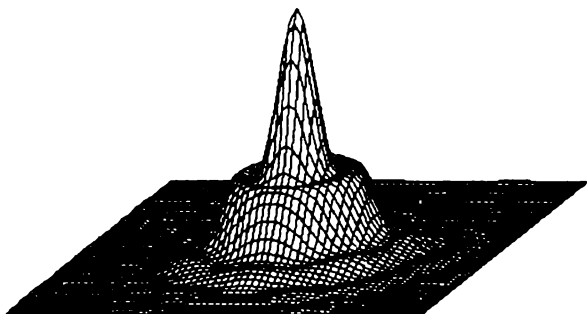
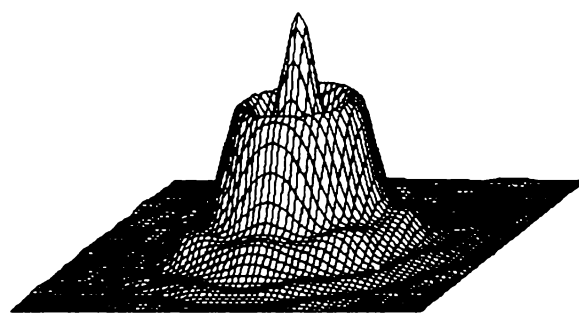


Fig. 3.13.a



b.



c.

Fig. 3.13.a-c Influența defocusării asupra imaginii punctului





Fig. 3.14 Influența aberației de sfericitate asupra imaginii punctului  
a. fără defocusare, b. cu defocusare

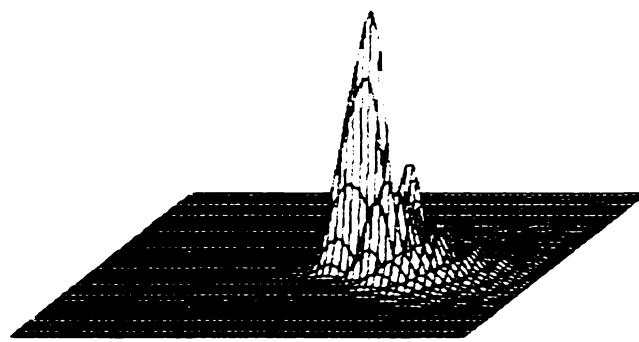


Fig. 3.15 Influența aberației de coma asupra imaginii punctului

**Aberația de sfericitate** este o aberație care apare pe axă în cazul în care frontul de undă diferă de cel ideal și determină scăderea contrastului. Deși în planul imagine, solidul de difracție este axial simetric, în cazul prezenței suplimentare a defocusării această simetrie se pierde (figura 3.14) [AN30].

**Coma** nu poate fi înlăturată prin defocusare. Imaginea influențată de coma este puternic asimetrică, o mare parte din energie fiind distribuită în afara maximului central (figura 3.15).

**Curbura de câmp** nu depinde decât de puterile lentilelor și de indicii de refracție ai sticlelor, iar prezența ei la un sistem optic conduce la formarea imaginii unui obiect pe o sferă și nu într-un plan. Prin defocusare se pot evidenția zone circulare din imagine.

**Astigmatismul** produce o imagine puternic asimetrică, dar prin defocusare se poate obține o figură cu simetrie pe două direcții perpendiculare (figura 3.17).

Variația lungimii de undă a radiației are două efecte diferite asupra imaginii punctului. Primul efect este cauzat de variația cromatică a indicelui de refracție al materialelor optice, ceea ce duce atât la defocusarea planelor imagine, cât și la variația măririi transversale, adică a mărimii imaginii în aceste plane. Al doilea efect se datorează prezenței lungimii de undă în formula (3.62), ceea ce duce la modificarea diametrului distribuției Airy (diametrul Airy pentru  $\lambda = 656$  nm este de 1.5 ori mai mare decât cel pentru  $\lambda = 435$  nm).

Pentru calculul distribuției intensității în imaginea unui punct formată de un sistem optic cu aberații, este necesară cunoașterea formei pupilei de ieșire și a funcției pupilare:

$$P(x,y) = \begin{cases} A(x,y)e^{i\frac{2\pi}{\lambda}W(x,y)} & \text{in interiorul pupilei} \\ 0 & \text{in afara pupilei.} \end{cases} \quad (3.63)$$

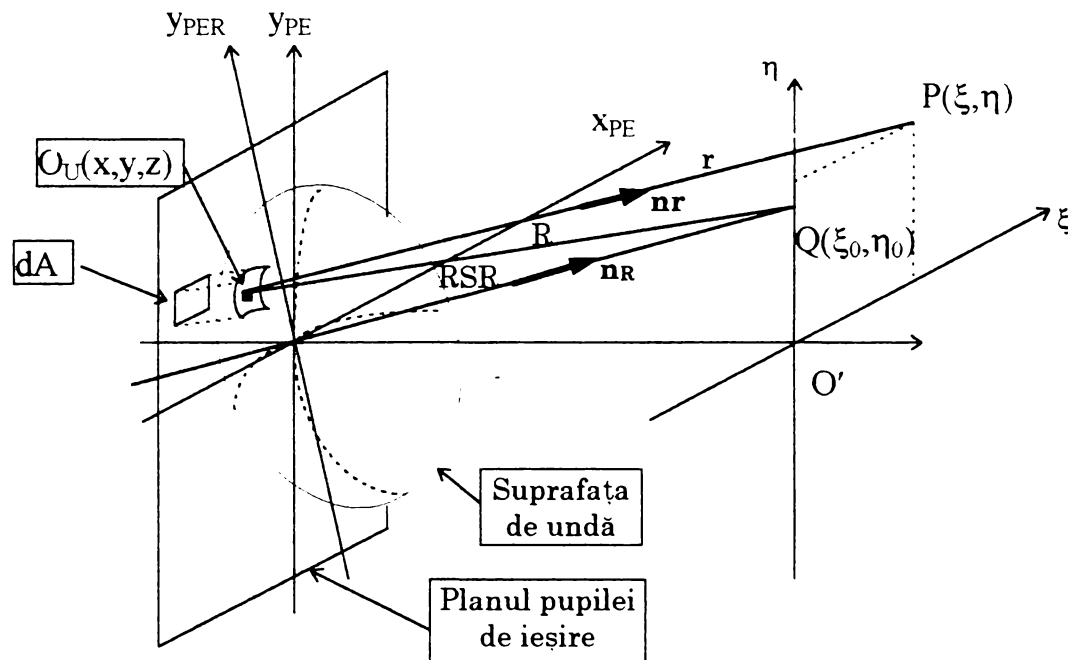


Fig. 3.16 Schema de calcul a distribuției intensității

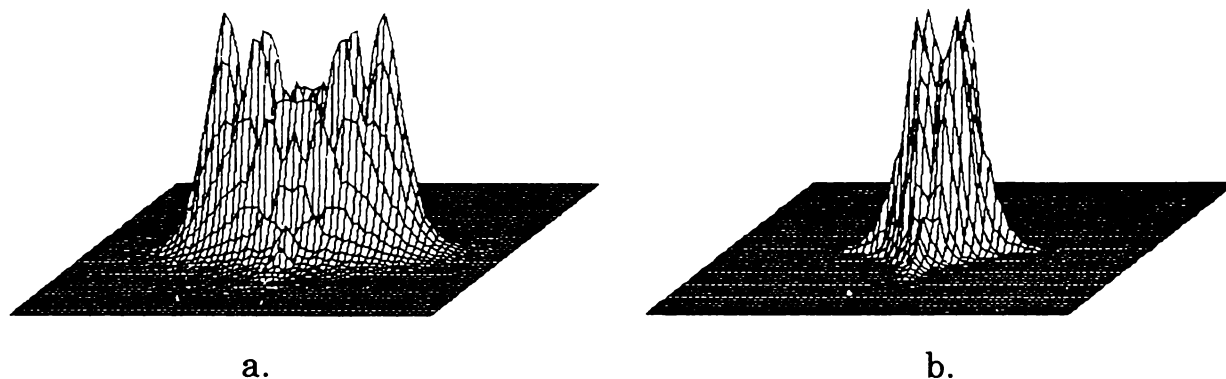


Fig. 3.17 Influența astigmatismului asupra imaginii punctului  
a. fără defocusare, b. cu defocusare

unde  $A(x,y)$  este amplitudinea undei în pupila de ieșire, pe care în aproximația de față o considerăm constantă, iar funcția :

$$\phi(x,y) = \frac{2\pi}{\lambda}W(x,y) \quad (3.64)$$

reprezintă faza undei.

Schema de calcul a distribuției intensității este prezentată în figura 3.16.

Într-o aproximație suficient de bună, excitația luminoasă se poate exprima ca transformata Fourier a funcției pupilare [AN8], [AN9], [AN10], [AN12], [AN23], [AN33], [AN34], [AN43], [AN48], [AN50], [AN56], [AN61], [AN65], [AN70] :

$$F(u,v) = C \iint_{PE} e^{-ik \left( W(x,y) - \frac{xu + yv}{R} \right)} dx dy \quad (3.65)$$

unde:

$$R^2 = (x - \xi_0)^2 + (y - \eta_0)^2 + z^2;$$

$$u = \xi - \xi_0;$$

$$v = \eta - \eta_0;$$

$$k = 2\pi / \lambda;$$

C = constantă;

x,y = coordonate în pupila de ieșire.

Dacă se notează:

$$\phi = k \left[ W(x,y) - \frac{xu + yv}{R} \right], \quad (3.66)$$

atunci ecuația (3.65) poate fi scrisă sub forma:

$$F(u,v) = C \iint_{PE} \cos[\phi(x,y)] dx dy - iC \iint_{PE} \sin[\phi(x,y)] dx dy. \quad (3.67)$$

Iluminarea  $E(u,v)$  este dată de relația :

$$E(u,v) = F(u,v) F^*(u,v) = F_1^2 + F_2^2, \quad (3.68)$$

unde

$$F_1 = \iint_{PE} \cos[\phi(x,y)] dx dy, \quad (3.69)$$

și

$$F_2 = \iint_{PE} \sin[\phi(x,y)] dx dy. \quad (3.70)$$

Din distribuția intensității în imaginea punctului se pot deduce trei indicatori pentru calitatea sistemului:

### a. Diametrul maximului central (DMC)

Datorită geometriei distribuției intensității, nu este întodeauna posibil să se indentifice un maxim central.

### b. Energia enciclată (EEO)

Fiind independentă de forma geometrică a distribuției intensității, această mărime exprimă câtă energie din energia totală se află distribuită în cercuri concentrice de diferite diametre continuu variabile:

$$EEO(r) = \frac{\iint E(u,v) du dv}{\iint_D E(u,v) du dv} \text{ cu } D = \{(u,v) \mid u^2 + v^2 \leq r^2\}. \quad (3.71)$$

### 3.2.3. Funcția de transfer optic

Fie un obiect sub forma unei rețele, cu un factor de transmisie sinusoidal reprezentat în figura 3.18 cu o anumită frecvență spațială.

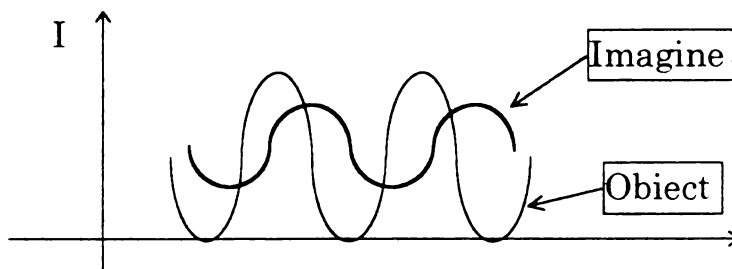


Fig. 3.18 Influența aberațiilor asupra imaginii unui rețele sinusoidale

Dacă acest obiect este iluminat incorent, se poate arăta că imaginea formată de un sistem optic, cu aberații, este tot de formă sinusoidală, dar prezintă contrast redus și salt de fază. Atât reducerea contrastului cât și saltul de fază sunt datorate aberațiilor sistemului.

Variația contrastului și a fazei în funcție de frecvența spațială sunt date de funcția de transfer optic a modulației (FTOM), respectiv funcția de transfer optic a fazei (FTOF).

Se definește contrastul sau modulația :

$$K = \frac{L_{\max} - L_{\min}}{L_{\max} + L_{\min}} \quad (3.72)$$

unde  $L$  este o mărime corespunzătoare tipului de obiect (intensitate, factor de transmisie etc.).

Funcția de transfer optic a modulației indică factorul de contrast  $K$  în funcție de frecvența spațială  $s$  :

$$\text{MTF}(s) = \frac{K'(s)}{K(s)}, \quad (3.73)$$

unde  $K(s)$  este contrastul în planul obiect, iar  $K'(s)$  este contrastul în planul imagine.

Modificarea fazei în funcție de frecvența spațială este dată de funcția de transfer optic a fazei: FTOF ( $s$ ).

Funcția de transfer optic (FTO) complexă a sistemului este dată de relația :

$$\text{FTO} = \text{FTOM}(s) e^{i \text{FTOF}(s)} \quad (3.74)$$

Funcția de transfer optic complexă, bidimensională, se definește ca fiind transformata Fourier inversă a funcției intensității în planul imagine :

$$\text{FTO}(s, t) = \frac{\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} E(u, v) e^{2\pi i(su + tv)} du dv}{\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} E(u, v) du dv}, \quad (3.75)$$

unde  $s$  și  $t$  sunt frecvențele spațiale în direcțiile  $u$  respectiv  $v$ , unitatea lor de măsură fiind număr de perechi de linii / mm (pl / mm).

Conform teoremei autocorelației, dacă transformata Fourier a unei funcții  $P(x, y)$  este :

$$F(u, v) = \mathfrak{F}[P(x, y)], \quad (3.76)$$

atunci transformata Fourier a funcției autocorelației funcției  $P(x,y)$  este egală cu pătratul funcției  $F$ :

$$\mathfrak{F} \left[ \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} P(x,y) P^*(x - \lambda R_s, y - \lambda R_t) dx dy \right] = |F(u,v)|^2. \quad (3.77)$$

și deci transformata Fourier inversă a pătratului modulului funcției de distribuție a intensității este egală cu autocorelația funcției pupilare.

Astfel, apare o a doua metodă de calcul a funcției optice de transfer :

$$FTO(s,t) = \frac{\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} P^*(x,y) P(x - \lambda R_s, y - \lambda R_t) dx dy}{\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} |F(x,y)|^2 dx dy}. \quad (3.78)$$

Domeniul de variație în autocorelație este numai formal infinit. Funcția este diferită de zero numai pe un domeniu finit, rezultat din intersecția domeniului pupilei cu un domeniu identic cu cel al pupilei, dar deplasat, reprezentat în figura 3.19.

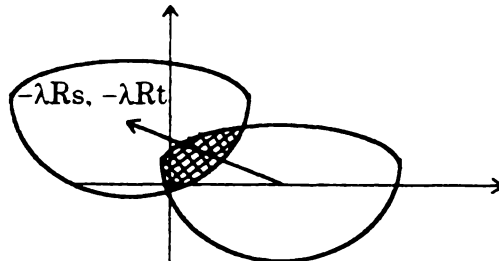


Fig. 3.19 Domeniul de integrare în autocorelația funcției pupilare

Pentru o pupilă circulară de rază  $a$ , frecvențele spațiale maxime sunt :

$$s_{\max}, t_{\max} = \frac{2a}{\lambda R}. \quad (3.79)$$

Se poate arăta că pentru un sistem lipsit de aberații funcția optică de transfer este descrisă de ecuația :

$$FTO(s) = \frac{2}{\pi} \arccos \frac{\lambda R s}{2a} - \frac{\lambda R s}{\pi a} \sqrt{1 - \frac{\lambda^2 R^2 s^2}{4a^2}}. \quad (3.80)$$

Deci

$$FTOM(s,t) = \left[ FTO_{\text{real}}^2 + FTO_{\text{imag}}^2 \right]^{1/2} \quad (3.81)$$

și

$$FTOF(s,t) = \arctg \frac{FTO_{\text{imag}}}{FTO_{\text{real}}}. \quad (3.82)$$

FTO reprezintă un indicator direct al calității sistemului. Cu cât FTOM este mai mare, pentru o anumită frecvență spațială, cu atât mai mult contrastul obiectului se regăsește în contrastul imaginii.

## 4. CALITATEA UNUI SISTEM OPTIC VARIOFOCAL

### 4.1. DEFINIȚII

Mulți autori au dat diferite definiții pentru calitatea unui sistem optic [M33]. Poate că cea mai simplă și practică interpretare a acestei noțiuni o reprezintă capacitatea sistemului de a satisface cerințele și a îndeplini funcțiunile impuse prin tema de proiectare. În general, funcția principală a unui sistem optic constă în formarea imaginii unui obiect, adică în „reprezentarea optică” a unui obiect caracterizat prin caracteristici ca: mărime, structură, poziție, distribuție spectrală. În urma reprezentării optice imaginea va avea o mărime, poziție, structură și distribuție spectrală diferită de cea a obiectului. Compararea caracteristicilor imaginii cu cele ale obiectului sau cu cele ale unei imagini dorite și impuse prin tema de proiectare, permite evaluarea calității imaginii sistemului optic. Practic, evaluarea calității imaginii sistemului optic se face prin verificarea unui set de condiții, numite criterii de calitate a imaginii. [C8]. Criteriile de calitate ale imaginii pot fi locale sau globale după cum se analizează imaginea unui punct sau unei linii într-o anumită zonă a imaginii sau întreaga imagine a unui obiect extins. Acesta reprezintă un prim nivel de clasificare.

O altă clasificare la un nivel inferior se poate face în funcție de nivelul de aproximare al formării imaginii astfel:

- criterii optico-geometrice;
- criterii optico-ondulatorii.

Criteriile de calitate a imaginii se formulează asupra indicatorilor de calitate menționați în capitolul precedent. Pentru a putea formula și ordona criteriile de calitate a imaginii trebuie descrisă calitatea imaginii sistemului. Acest lucru se poate face prin globalizarea calității imaginii punctului sau a liniei.

Mai mulți autori au afirmat că sunt imposibil de stabilit criterii de calitate valabile pentru orice sistem optic. Heidinger [C11] este de părere că criteriile de calitate trebuie stabilite pentru grupe de sisteme ordonate după funcțiunile lor și clasificate după anumite criterii, spre exemplu în funcție de receptorul utilizat.

Rosenbruch [C27] este de aceeași părere și propune gruparea sistemelor în funcție de natura obiectului de reprezentat, de natura receptorului și de distribuția energiei. Această ordonare este utilă pentru normarea criteriilor de calitate în vederea aprecierii unitare a calității sistemelor optice.

Este cert faptul că în funcție de stadiul de corecție al sistemului se folosesc criterii de calitate diferite.

Primele criterii de calitate folosite au fost cele legate de aberațiile de ordinul III. Atât Berek [M1] cât și Flügge folosesc un sistem de evaluare a aberațiilor de ordinul III care permite atât compararea performanțelor diferitelor sisteme cât și stabilirea punctelor slabe ale sistemului.

Criteriile pe baza calculului analitic al aberațiilor de ordinul III reprezintă o aproximare acceptabilă doar pentru sistemele subcorectate. Totuși, pentru sistemele optice simple, cu deschidere și câmp mici și cerințe calitative reduse, această aproximație poate fi suficientă.

Un alt set de criterii se poate formula folosind aberațiile monocromatice și variația cromatică a acestora, determinate pe baza drumirii vectoriale.

Criteriile optico-geometrice pe baza drumirii vectoriale pot reprezenta o măsură pentru calitatea sistemului până la atingerea limitelor difracționale ale acestuia.

Pentru sisteme cu rezoluție înaltă fenomenul de difracție nu mai este neglijabil. În acest caz calitatea imaginii este descrisă de criteriile optico-ondulatorii.

Cel mai cunoscut criteriu de calitate a fost formulat de către Rayleigh și este cunoscut sub denumirea de criteriul  $\lambda / 4$ : dacă aberația de undă este mai mică decât  $\lambda / 4$ , atunci imaginea punctului nu este influențată de aberații.

În legătură cu aberația de undă mai pot fi formulate criterii asupra numărului de inele de interferență din interferograma frontului de undă [M23]. Strehl a arătat că dacă criteriul lui Rayleigh este satisfăcut, atunci luminozitatea de definiție este mai mare de 0.8.

Pentru sistemele care folosesc ca receptori CCD-uri s-a stabilit că cele mai convenabile criterii din punct de vedere practic sunt criteriile care implică distribuția energiei pe domenii circulare în imaginea punctului „energie encicle”. Astfel în [AI14] se stabilește un criteriu asupra diametrului în care se găsește 90% din energie. În [AI16] sistemul se consideră bun dacă 80% din energie se află într-un cerc de 15  $\mu\text{m}$ . Deși cele două criterii au fost aplicate sistemelor de tip telescop, limitarea diametrului petei de difuzie se regăsește ca criteriu și la sinteza obiectivelor. Astfel în [AI19] se arată că diametrul maxim al petei de difuzie la obiectivele Nikon ș.a. este de 0.03 mm, iar al obiectivelor Zeiss de 0.025 mm.

Cele mai folosite criterii sunt însă cele formulate asupra funcției optice de transfer [C31], [C30], [C29], [C28], [C13], [C35], [C36], [C40], [C39], [C42], [C45], [C46], [C8], [C10], [AI4], [AI5] și alții. În majoritatea cazurilor aceste criterii au un caracter local. O încercare de globalizare este prezentată în [DZ31]. În lucrare se consideră că un sistem variofocal satisface cerințele unui sistem variofocal modern dacă contrastul este de peste 30% la frecvențe spațiale de până la 50 pl/mm, pentru orice lungime de undă, câmp sau configurație.

În [AI18] se arată că un obiectiv foarte bun trebuie să aibă pe axă un contrast de cel puțin 50%, la o frecvență spațială de 40 pl/mm.

Importanța practică a contrastului bun la 40 pl/mm devine evidentă în cazul măririi imaginii.

Alți autori au considerat că asupra valorii intergralei de sub curba FTOM poate fi formulat un criteriu de calitate [C13], [C10]. Contribuția esențială a avut-o Heynacher [C16], [C17], care a stabilit un criteriu de calitate asupra logaritmului integralei FTOM, până la frecvența spațială de 40 pl/mm.

Alte criterii au fost formulate asupra distorsiunii. Astfel se consideră [AI5] că pentru obiectivele fotografice distorsiunea nu trebuie să depășească 4%.

Una din cele mai mari probleme la sistemele optice este vignetarea fasciculelor înclinate, datorată în primul rând diafragmei și monturilor. Aceasta determină scăderea intensității în planul imaginii de la centru spre periferie. Vignetarea se calculează cu diafragma deschisă complet [AI17], ea scade cu închiderea diafragmei, iar efectul ei poate fi eliminat complet cu un filtru neutru cu factorul de transmisie variind radial în creștere de la centru spre periferie, cu dezavantajul că fiecărui obiectiv i-ar corespunde un asemenea filtru [AI18].

În [AI17] se consideră că o vigneta de 50% nu este perceptibilă pe un ecran TV. În general se consideră că o iluminare relativă de 40% este acceptabilă [AI5].

În [M14] se arată că:

- momentul Gauss polar și deci aberația transversală sunt invers proporționale cu FTOM;

- FTOM este direct proporțională cu luminozitatea de definiție.

În [O17] se arată că:

- Luminozitatea de definiție este invers proporțională cu aberația de undă.

De asemenea, în [M 14] se arată că un sistem limitat difracțional are atât aberații transversale mici cât și coeficienți analitici mici.

Aceste certitudini permit structurarea criteriilor de calitate în funcție de stadiul de corecție. Astfel prin micșorarea valorilor aberațiilor de ordinul III și a diametrului petei de difuzie se obține o micșorare a aberației de undă cu consecința imediată în creșterea rezoluției și a luminozității de definiție, îmbunătățirea distribuției energiei în domenii circulare prin concentrarea acesteia și deci apropierea sistemului de limita difracțională.

O influență deosebită asupra calității imaginii o are poziția planului imagine. Practic, pentru fiecare punct obiect, lungime de undă, câmp și configurație există o poziție optimă a planului imagine. Acest optim reprezintă însă doar un optim local. Poziția optimă globală a planului imagine se obține prin varierea acesteia până la minimizarea globală a funcției de merit, definită în capitolul 5.2. În cadrul evaluării sistemului, în vederea stabilirii calității acestuia, poziția planului imagine va fi considerată cea optimă.

## 4.2. CRITERII LOCALE

### 4.2.1. Criterii deduse din diagrama spoturilor

Un criteriu local se poate formula prin verificarea dimensiunilor petei de difuzie:

$$D_{80\%} \leq D_{LIM} \quad \forall \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

sau

$$D_{RMS} \leq D_{LIM} \quad \forall \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

unde

- $D_{LIM} = 2 l / 3400$  pentru ca două puncte cu distanță minimă între ele să fie percepute de către ochi distincte de la distanța  $l$ ;
- $D_{LIM} = 2 l / m / 3400$  pentru ca două puncte cu distanță minimă între ele să fie observate pe o fotografie, obținută prin mărirea de  $m$  ori a imaginii, aflată la distanța  $l$  de ochi;
- $D_{LIM} = D_{PCX}$  pentru CCD-uri.

Dacă  $D_{LIM} < D_{ARY}$  atunci calitatea imaginii punctului nu este influențată de aberațiile sistemului optic, ci doar de fenomenul de difracție. În acest caz trebuie acționat asupra formulei (3.61), pentru reducerea diametrului maximului central la dimensiunea dorită.

### 4.2.2. Criterii deduse din distribuția energiei

Dacă maximul central se poate delimita, atunci se poate stabili diametrul acestuia.

Un criteriu, general valabil, se obține folosind energia enciclată. Criteriul stabilește că o anumită parte din energie trebuie să se afle distribuită într-un cerc cu un anumit diametru. În general, s-a acceptat ca 80% din energie să se afle în interiorul unui cerc cu diametrul  $D_{LIM}$ , definit în paragraful precedent:



$$D_{F80} \leq D_{LIM} \quad \forall \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

Acest criteriu a fost folosit în special la sistemele limitate difracțional cum ar fi telescoapele și obiectivele de mare rezoluție [AI7], [AI8], [AI9], [D4], [AI11], [AI3], [AI10], [AI13].

#### 4.2.3. Criterii locale deduse din funcția optică de transfer

Un criteriu formulat asupra funcției optice de transfer de modulație îl reprezintă verificarea modulației (contrastului) pe un domeniu de frecvențe spațiale.

$$FTOM(s) \geq K_{MIN} \quad \forall s \in Ds, \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

unde

$K_{MIN}$  este contrastul minim acceptat,

iar

$Ds$  este domeniul frecvențelor spațiale de interes.

### 4.3. CRITERII GLOBALE

Pe baza criteriilor de calitate locale enunțate în paragrafele anterioare se poate formula criteriul global de calitate, pentru imaginea dată de un sistem optic variofocal:

Fie  $D\lambda, D\sigma, DN, Df, DS, D_{LIM}, DIS_{LIM}, IR_{LIM}, K_{LIM}$  date prin tema de proiectare.

Dacă condițiile:

$$1.1 \quad D_{RMS(SOP)} \leq D_{LIM} \quad \forall \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

sau

$$1.2 \quad D_{F80} \leq D_{LIM} \quad \forall \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

sau

$$1.3 \quad FTOM(s) \geq K_{MIN} \quad \forall s \in DS, \lambda \in D\lambda, \sigma \in D\sigma, N \in DN, f \in Df$$

$$2. \quad DIS \leq DIS_{LIM} \quad \forall \sigma \in D\sigma, f \in Df$$

$$3. \quad IR \leq IR_{LIM} \quad \forall \sigma \in D\sigma, f \in Df$$

sunt satisfăcute simultan atunci calitatea imaginii sistemului optic corespunde celei impuse prin tema de proiectare.

Dacă condițiile 1.1, 1.2 sau 1.3 sunt satisfăcute, atunci imaginea este clară. Condiția 2 asigură o imagine asemenea cu obiectul, iar condiția 3 asigură o iluminare suficientă a extremității imaginii.

În funcție de tipul proiectului și de etapa de proiectare se folosesc diferite criterii. Astfel în etapa de optimizare grosieră, adică optimizarea după sinteza seideliană se pot folosi primele două criterii, indiferent de destinația sistemului.

Pentru optimizarea fină, se va folosi criteriul energetic în cazul sistemelor care au ca receptor CCD-uri și criteriul FTO pentru sisteme care realizează imaginea pe film sau hârtie.

#### 4.4. VALORILE OPTIME ALE INDICATORILOR DE CALITATE

Limita superioară a calității imaginii este dată de limita receptorului. După această limită calitatea imaginii percepută de receptor nu mai este sensibilă la creșterea calității imaginii sistemului optic.

Cei mai uzuali receptori folosiți astăzi în tehnică sunt ochiul și CCD-ul.

Introdus în 1969 de Bell Laboratories [AI6], CCD-ul a cunoscut o dezvoltare continuă. Numărul de pixeli ai unui CCD a crescut de la 100x100 pixeli în 1974 la 500x500 pixeli în 1978, 800x800 în 1989, astăzi fiind produse CCD-uri cu 1024x1024 și chiar 2048x2048 pixeli. Dimensiunea unui pixel  $D_{PCX}$  poate ajunge la 3  $\mu\text{m}$  la un CCD de 1 / 4" [AI5] și deci:

$$D_{PCX} \geq 3 \mu\text{m}.$$

Două puncte mai pot fi percepute ca fiind distincte de către un CCD dacă imaginea unui punct se formează pe un pixel, iar imaginea celui de-al doilea punct se formează pe un pixel adiacent. Deci dimensiunea minimă a imaginii punctului este limitată de dimensiunea unui pixel.

Ochiul uman normal poate distinge două obiecte dacă acestea se văd sub un unghi mai mare de 1' [M21].

Altfel exprimată, această condiție: distanța dintre două puncte care mai pot fi percepute separat de către ochi este egală cu aproximativ a 3400-a parte din distanța până la cele două puncte. Contrastul minim perceput de ochi este de:  $K_{MIN} = 0.02$ , pentru o pupilă a ochiului de 0.6 mm [M33].

În concluzie, ochiul uman nu poate percepe ca distincte mai mult de 6 perechi de linii pe milimetru (6 pl/mm), dacă acestea sunt observate de la o distanță de 250 mm.

Valorile optime ale indicatorilor de calitate reprezintă limita acestor valori după care orice modificare a acestora în sensul creșterii calității nu mai este percepută de senzor.

Dacă înregistrarea imaginii se face pe o fotografie format A4, atunci, pentru ca aceasta să fie percepută clar, trebuie să se rezolve 6 pl/mm.

Această fotografie însă a fost obținută prin mărirea formatului filmului de 8 ori și deci filmul trebuie să aibă o rezoluție de cel puțin 48 pl/mm ( $\cong 50$  pl/mm) și deci imaginea unui punct trebuie să aibă o dimensiune pe film de 0.02 mm. Astfel, se poate stabili valoarea optimă a indicatorilor de calitate deduși din imaginea punctului.

Dacă diametrul petei de difuzie este de 0.025 mm [AI19] atunci două linii distincte se află la o distanță de 0.0125 mm. Frecvența spațială pe film este de 80 linii/mm care corespunde la 40 pl/mm. Cu acest film se poate realiza o fotografie de cel mult format A4.

Limita maximă a frecvenței spațiale care poate fi reprodusă de un CCD este:

$$R_{MAX} = 1/2 D_{PCX} [\text{pl/mm}].$$

Dacă frecvența spațială crește peste  $R_{MAX}$  imaginea nu mai coincide cu obiectul și deci apare o imagine de o altă frecvență spațială mai mică decât cea a obiectului. Practic informația transmisă de CCD după limita  $R_{MAX}$  este falsă și deci nu interesează. Contrastul pentru această frecvență spațială ar trebui să fie sub 10% [AI4].

Pentru a avea o viziune de ansamblu asupra calității imaginii și pentru a putea compara calitatea imaginii între diferite sisteme optice, Zeiss [AI5] propune ca pentru fiecare configurație să se reprezinte patru diagrame:

- **Diagrama 1** - FTOM în funcție de câmp, pentru  $N = N1$ ,  $s = 10$  pl/mm,  $s = 20$  pl/mm,  $s = 40$  pl/mm, pentru planele meridian și sagital;
- **Diagrama 2** - Diagrama 1 pentru  $N = N2$ ;
- **Diagrama 3** - Iluminarea relativă în funcție de câmp, pentru planele meridian și sagital;
- **Diagrama 4** - Distorsiunea în funcție de câmp.

Această structură a datelor se regăsește și în fișa tehnică a obiectivelor variofocale fabricate de firma Zeiss. În diagrame se reprezintă și valorile limită ale funcțiilor reprezentate. Pentru distorsiune  $DIS_{LIM} = 4\%$ , iar pentru iluminarea relativă  $IR_{LIM} = 40\%$ . În interferograma frontului de undă nu trebuie să apară mai mult de 3 inele de interferență.

O apreciere de ansamblu asupra calității se poate face și prin reprezentarea într-o diagramă a razei geometrice a petei de difuzie în funcție de configurație, pentru câmpurile extreme. Această diagramă va fi folosită în exemplele date în capitolul 6.

## 5. OPTIMIZAREA SISTEMELOR OPTICE VARIOFOCALE

### 5.1. OBIECTUL CORECȚIEI AUTOMATE

Despre corectarea automată a sistemelor optice se vorbește cam din anul 1955, odată cu folosirea calculatoarelor digitale la calculul optic.

Funcțiile care descriu calitatea sistemului (aberațiile geometrice, aberația de undă ect.) în funcție de parametrii structurali ai acestuia (raze, distanțe, indici de refracție) sunt puternic neliniare și greu de calculat și deci calculul lor cu ajutorul calculatorului este o necesitate.

Obiectul corecției automate, ca etapă finală în procesul de proiectare a unui sistem optic, constă în modificarea rațională a parametrilor constructivi cu scopul îmbunătățirii calității sistemului optic.

Odată cu evoluția calculatoarelor și deci cu creșterea capacității de prelucrare a datelor, proiectarea asistată de calculator a sistemelor optice a devenit realitate. Ca urmare, se poate începe corecția automată a unui sistem care se află departe de caracteristicile sale de bază impuse (distanța focală, mărirea transversală, abscisele obiect și imagine etc.).

Practic, proiectatului nu-i revine decât sarcina de a alege un sistem de start bun, pe baza experienței sale, sistem care trebuie să aibă resursele necesare pentru atingerea performanțelor dorite. Această sarcină a proiectantului pare simplă, dar nu este așa. Alegerea corectă a sistemului de start implică stăpânirea legilor care guvernează formarea imaginii în sistemele optice, influența diferitelor configurații asupra calității etc. De asemenea, proiectantului îi revine sarcina să intervină în procesul de corecție în momentul în care acesta stagnează, datorită epuizării resurselor sau ajungerea la limita domeniilor de existență ale paramerilor.

Dar, ceea ce marchează puternic activitatea proiectantului este incertitudinea evoluției sistemului spre performanțele dorite. Toate acestea fac ca procesul de corecție să fie fascinant.

Din punct de vedere matematic procesul de corecție se rezumă la găsirea minimului unui sistem de  $nf$  funcții dublu continuu diferentiabile și  $np$  parametri.

$$F(X): \mathbb{R}^{np} \rightarrow \mathbb{R}^{nf} .$$

$$F = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_{nf} \end{bmatrix}; \quad X = \begin{bmatrix} x_1 \\ \vdots \\ x_{np} \end{bmatrix} . \quad (5.1)$$

Cele  $nf$  funcții  $f_i$  descriu complet calitatea sistemului în funcție de  $np$  parametri constructivi  $x_j$ .

## 5.2. FUNCȚIA DE MERIT ȘI COMPONENTELE SALE

Cu toate cele  $n_f$  funcții se formează o singură funcție numită *funcția de merit*:

$$f = \frac{1}{2} F^T F = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{n_f} f_i^2. \quad (5.2)$$

În procesul de corectare automată a sistemelor optice se urmărește minimizarea acestei funcții.

Problema optimizării neliniare poate deci fi formulată în felul următor:

Fie  $f: \mathbb{R}^{np} \rightarrow \mathbb{R}$

Să se determine  $X_*$  astfel încât :

$$f(X_*) \leq f(X) \quad \forall X \in \mathbb{R}^{np}. \quad (5.3)$$

Funcția de merit se compune din două grupe de funcții:

- funcții de calitate;
- funcții de comandă.

### 5.2.1. Funcțiile de calitate

Structura acestor funcții este :

$$f_i = p_i ( f_{iC} - f_{iT} ). \quad (5.4)$$

unde:

- $p_i \rightarrow$  ponderea funcției  $f_i$ ,
- $f_{iC} \rightarrow$  valoarea curentă a funcției,
- $f_{iT} \rightarrow$  valoarea țintă.

Trebuie remarcat faptul că nu există o singură funcție care să descrie calitatea sistemului, ci un set de funcții. Acestea diferă în funcție de etapa de optimizare și de tipul sistemului.

**În cadrul optimizării grosiere**, calitatea sistemului este descrisă de aberațiile lui Seidel, calculate pentru câmpul maxim și lungimea de undă principală și cel puțin trei configurații:

- $f_{7k-6} = S_I$  (configurația k);
- $f_{7k-5} = S_{II}$  (configurația k);
- $f_{7k-4} = S_{III}$  (configurația k);
- $f_{7k-3} = S_V$  (configurația k);
- $f_{7k-2} = C_I$  (configurația k);
- $f_{7k-1} = C_{II}$  (configurația k);
- $f_{7k} = SP_I$  (configurația k);
- ⋮
- ⋮

unde  $k = 1, 2, 3$ .

La aceste funcții se adaugă curbura de câmp:

$$f_{22} = S_{IV},$$

care este independentă de configurație.

În cadrul optimizării fine sub limita difracțională, calitatea sistemului este descrisă de aberația transversală calculată pentru trei lungimi de undă, trei valori ale câmpului, trei configurații, pentru toate punctele de sprijin din pupila de intrare și distorsiunea calculată pentru lungimea de undă principală în funcție de câmp și configurație.

Forma generală a funcției aberație transversală și a funcției distorsiune este:

Fun ABT(lungime de undă, câmp, configurație, rază);

Fun DIS(câmp, configurație).

Alegerea atât a poziției cât și a numărului razelor joacă un rol decisiv și poate influența negativ condiționarea sistemului de ecuații. Mai mulți autori au propus diverse distribuții ale razelor în pupila de intrare [AN16], [DZ20], [O35].

King [M14, ref. 12] propune un algoritm pentru determinarea acestor raze în funcție de două numere întregi  $R$  oarecare și  $S$  impar. Astfel, razele meridionale vor avea coordonatele polare normalizate :

$$\theta_i = 0 \quad (5.5)$$

$$\rho_i = \sqrt{\frac{R+1-i}{R}}; \quad i = 1, \dots, R, \quad (5.6)$$

iar razele înclinate :

$$\theta_j = \frac{j \cdot \pi}{S+1}; \quad j = 1, 2, \dots, \frac{S+1}{2}; \quad (5.7)$$

$$\rho_j = \sqrt{\frac{R+1+j-(S+3)/2}{R}}. \quad (5.8)$$

Distribuția acestor raze se află în primul cadran al pupilei de intrare. Pentru a acoperi întreaga pupilă se consideră și razele echivalente din cadranul IV.

Numărul total de raze este deci  $2R+S$ .

Alegerea valorilor  $R$  și  $S$  care determină numărul și distribuția razelor se face ținând seama de următoarele reguli :

- cu cât apertura numerică este mai mare cu atât  $R$  trebuie să fie mai mare ;
- cu cât câmpul unghiular este mai mare,  $S$  trebuie să crească .

King a considerat suficient  $R = 3$ ,  $S = 3$ , pentru un obiectiv fotografic cu deschidere relativă și câmp medii, și  $R = 5$ ,  $S = 1$ , pentru un obiectiv de microscop.

În figura 5.1 se prezintă distribuția razelor pentru  $S = 3$ ,  $R = 3$ .

Selectarea razelor cu această metodă asigură independența aberațiilor și deci o bună condiționare a sistemului de funcții, ceea ce determină un proces de optimizare eficient.

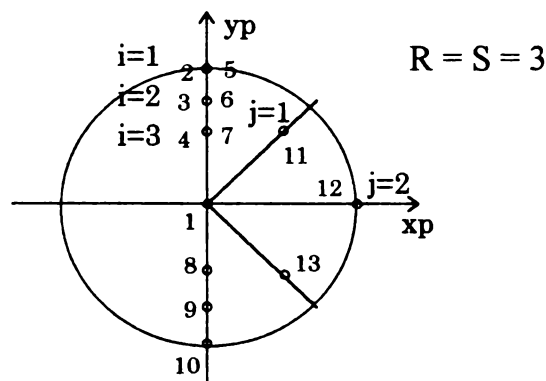


Fig. 5.1 Distribuția punctelor de sprijin în pupila de intrare

În ceea ce privește ponderile acestor raze O'Brien [M14 ref. 13] propune micșorarea ponderii în funcție de depărtarea razei față de poziția ideală:

$$p = e^{-\left(\frac{d}{\sigma}\right)^2} \quad (5.9)$$

unde :  $d$  este distanța dintre punctul de intersecție al razei cu planul imagine și punctul ideal de intersecție;  
 $\sigma$  este o constantă.

Un alt sistem de ponderi este propus de Schuhmann [AN81].

Pentru fiecare configurație  $k = 1, 2, 3$  se consideră deci setul de funcții:

$f_{65k-64} = \text{ABT}(1, 1, k, 2);$	}	axă și lungime de undă C
$f_{65k-63} = \text{ABT}(1, 1, k, 3);$	}	
$f_{65k-62} = \text{ABT}(1, 1, k, 4);$	}	
$f_{65k-61} = \text{ABT}(2, 1, k, 2);$	}	axă și lungime de undă d
$f_{65k-60} = \text{ABT}(2, 1, k, 3);$	}	
$f_{65k-59} = \text{ABT}(2, 1, k, 4);$	}	
$f_{65k-58} = \text{ABT}(3, 1, k, 2);$	}	axă și lungime de undă F
$f_{65k-57} = \text{ABT}(3, 1, k, 3);$	}	
$f_{65k-56} = \text{ABT}(3, 1, k, 4);$	}	
$f_{65k-55} = \text{ABT}(1, 3, k, 5);$	}	câmp 3 și lungime de undă C
$f_{65k-54} = \text{ABT}(1, 3, k, 6);$	}	
...		
$f_{65k-47} = \text{ABT}(1, 3, k, 13);$	}	câmp 3 și lungime de undă d
$f_{65k-46} = \text{ABT}(2, 3, k, 5);$	}	
$f_{65k-45} = \text{ABT}(2, 3, k, 6);$	}	
...		câmp 3 și lungime de undă F
$f_{65k-38} = \text{ABT}(2, 3, k, 13);$	}	
$f_{65k-37} = \text{ABT}(3, 1, k, 5);$	}	
$f_{65k-36} = \text{ABT}(3, 1, k, 6);$	}	câmp 5 și lungime de undă C
...		
$f_{65k-29} = \text{ABT}(3, 1, k, 13);$	}	
$f_{65k-28} = \text{ABT}(1, 5, k, 5);$	}	câmp 5 și lungime de undă d
$f_{65k-27} = \text{ABT}(1, 5, k, 6);$	}	
...		
$f_{65k-20} = \text{ABT}(1, 5, k, 13);$	}	câmp 5 și lungime de undă F
$f_{65k-19} = \text{ABT}(2, 5, k, 5);$	}	
$f_{65k-18} = \text{ABT}(2, 5, k, 6);$	}	
...		câmp 5 și lungime de undă F
$f_{65k-11} = \text{ABT}(2, 5, k, 13);$	}	
$f_{65k-10} = \text{ABT}(3, 5, k, 5);$	}	
$f_{65k-9} = \text{ABT}(3, 5, k, 6);$	}	câmp 5 și lungime de undă F
...		
$f_{65k-2} = \text{ABT}(3, 5, k, 13);$	}	
$f_{65k-1} = \text{DIS}(3, k);$		
$f_{65k-0} = \text{DIS}(5, k).$		

În legătură cu calculul aberației transversale trebuie precizate unele aspecte:

a. Aberația transversală se calculează ca diferență dintre poziția punctului de intersecție al unei raze oarecare și poziția razei pupilare principale. Raza pupilară principală este raza cu lungimea de undă principală care trece prin centrul diafragmei. Razele cu alte lungimi de undă se drumuiesc prin pupilele corespunzătoare lungimii de undă respective. Razele cu alte lungimi de undă decât cea principală care trec prin centrul diafragmei produc, de asemenea, aberație transversală. Astfel aberația transversală se calculează pentru toate razele, folosind aceeași referință (figura 5.2).

b. Distorsiunea se calculează ca fiind abaterea razei pupilare principale față de înălțimea paraxială a imaginii, calculată pentru lungimea de undă principală.

În cadrul optimizării fine la limita difracțională calitatea sistemului este descrisă de aberația de undă și distorsiune, care se calculează în aceleași condiții ca la optimizarea fină sub limita difracțională.

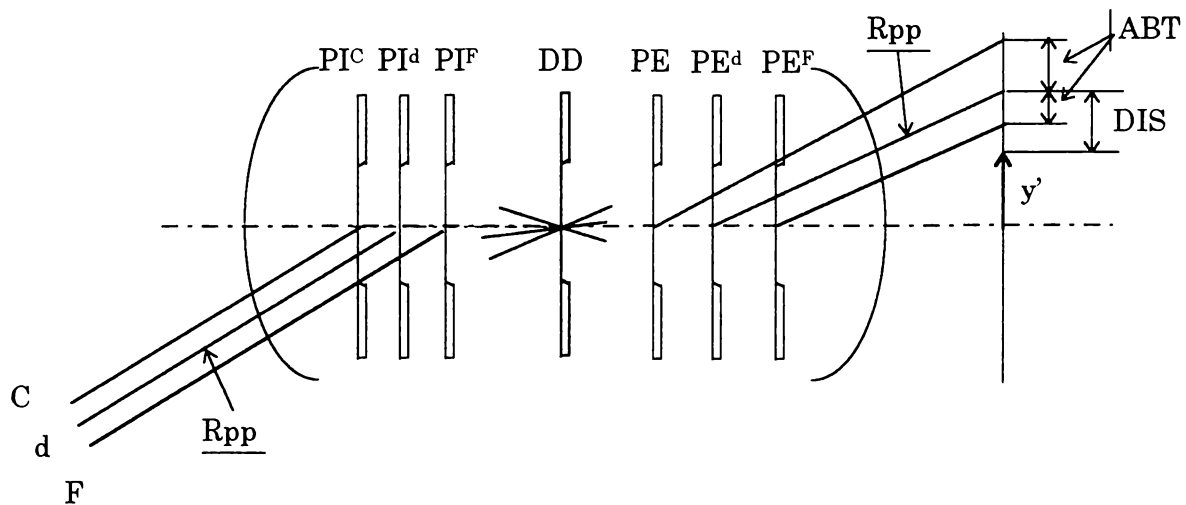


Fig. 5.2 Aberația transversală a razelor care trec prin centrul diafragmei, pentru alte lungimi de undă decât cea principală

### 5.2.2. Funcțiile de comandă

Funcțiile de comandă includ funcțiile geometrice și funcțiile tehnologice. Funcțiile geometrice pot cuprinde :

- distanța focală;
- mărirea transversală;
- mărirea unghiulară;
- grosimea totală a sistemului;
- abscisa imagine;
- distanța obiect - imagine;
- funcții care mențin structura gaussiană a sistemului.



Funcțiile tehnologice  $f_T$  descriu condițiile tehnologice impuse sistemului :

- natura sticlelor;
- grosimile lentilelor de-a lungul axei optice;
- grosimile lentilelor la magine;
- diametrele lentilelor.

Aceste funcții sunt supuse la diverse restricții, în dependență de care se formează funcția corespunzătoare.

Astfel, pot apare patru situații :

a. Dacă funcția  $f_{iC}$  are o valoare țintă nenulă  $f_{iT}$ , atunci :

$$f_i = p_i ( f_{iC} - f_{iT} ). \quad (5.10)$$

b. Dacă  $f_{iC}$  are o valoare de start subunitară, care trebuie menținută, atunci :

$$f_i = p_i ( a f_{iC} + b )^c, \quad (5.11)$$

în care  $a$  și  $b$  sunt parametrii de amplificare, iar  $c = 10^{30}$ .

c. Dacă funcția  $f_{iC}$  are o valoare limită superioară sau inferioară atunci :

$$f_i = p_i \left( \frac{f_{i\lim}}{2|f_{iC}| - f_{i\lim}} \right)^c. \quad (5.12)$$

d. Dacă funcția  $f_{iC}$  are două limite, una minimă  $f_{i\min}$  și una maximă  $f_{i\max}$ , atunci :

$$f_i = p_i \left[ \frac{2f_{iC} - (f_{i\max} + f_{i\min})}{f_{i\max} - f_{i\min}} \right]^c. \quad (5.13)$$

De exemplu, dacă se dorește ca sticla, pentru o anumită lentilă, să se afle pe diagrama  $n-v$  într-un anumit domeniu circular de rază  $R$  și centru  $(n_1, v_1)$  atunci, în funcția de merit, va trebui introdusă funcția :

$$f_{iC} = \left[ \frac{(x_i - n_1)^2 - (x_{i+1} - v_1)^2}{R^2} \right]^2, \quad (5.14)$$

în care variabila  $x_i$  corespunde indicelui de refracție  $n$ , iar  $x_{i+1}$  corespunde coeficientului de dispersie  $v$ .

La optimizarea sistemelor optice variofocale trebuie avut în vedere faptul că în timpul optimizării trebuie menținută structura gaussiană a sistemului optic, adică trebuie menținute puterile modulelor și distanțele dintre acestea în orice configurație:

$$\begin{aligned} \phi_j &= \text{constant}, \\ \phi_{j+1} &= \text{constant}, \\ e_j &= d_j - s'_{F_j} + f_j + s_{F_{j+1}} + f_{j+1} = \text{constant}. \end{aligned} \quad (5.15)$$

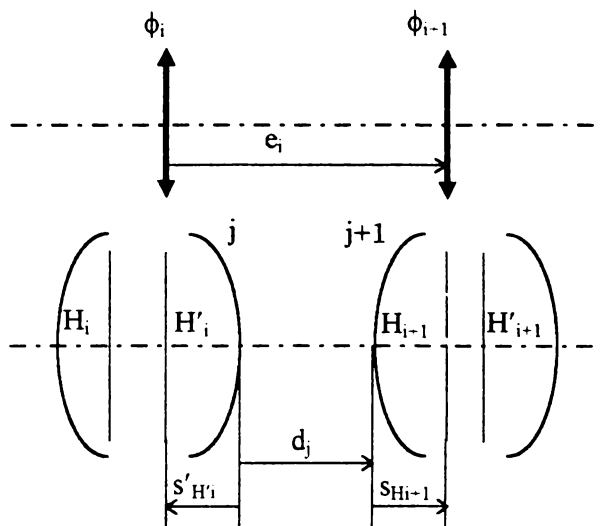


Fig. 5.3 Schema de calcul pentru funcțiile de menținere a structurii gaussiene

Menținerea puterii unui modul se realizează prin modificarea uneia dintre razele dioptrilor modulului. Odată cu ajustarea puterii însă se modifică și poziția planelor principale ale modulului. Distanța dintre planele principale a două module adiacente se realizează prin ajustarea distanței dintre dioptrii extremi  $d_j$ . Odată cu menținerea structurii gaussiene se menține și distanța focală a întregului sistem.

### 5.3. METODE DE OPTIMIZARE

#### 5.3.1. Mărimi caracteristice în procesul de optimizare

Mărimile caracteristice în procesul de optimizare sunt :

- $F$  vectorul funcțiilor ;
- $X_C$  vectorul parametrilor în poziția curentă ;
- $X_0$  vectorul parametrilor în poziția de start ;
- $A$  matricea derivatelor de ordinul 1 ;
- $g$  gradientul ;
- $H$  matricea derivatelor de ordinul 2 ;
- $p = X_C - X_0$  pasul;
- $X^*$  soluția .

Aceste mărimi se pot scrie sub următoarea formă :

$$A = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_{np}} \\ \vdots & & \\ \frac{\partial f_{nf}}{\partial x_1} & \dots & \frac{\partial f_{nf}}{\partial x_{np}} \end{bmatrix}; (n_f \times n_p), \quad (5.16)$$

$$g = \nabla f = \left[ \frac{\partial f}{\partial x_1}, \dots, \frac{\partial f}{\partial x_{np}} \right]^T = A^T F, \quad (5.17)$$

$$\frac{\partial f}{\partial x_i} = \sum_{j=1}^{nf} f_j \frac{\partial f_j}{\partial x_i}, \quad (5.18)$$

$$H = \nabla^2 f = \begin{bmatrix} \frac{\partial^2 f}{\partial x_1^2} & \dots & \frac{\partial^2 f}{\partial x_1 \partial x_{np}} \\ \vdots & & \\ \frac{\partial^2 f}{\partial x_{np} \partial x_1} & \dots & \frac{\partial^2 f}{\partial x_{np}^2} \end{bmatrix}, \quad (5.19)$$

$$h_{ij} = \frac{\partial^2 f}{\partial x_i \partial x_j} = \sum_{k=1}^{nf} \frac{\partial f_k}{\partial x_i} \cdot \frac{\partial f_k}{\partial x_j} + \sum_{k=1}^{nf} f_k \frac{\partial^2 f_k}{\partial x_i \partial x_j}, \quad (5.20)$$

$$H = A^T A + B, \quad (5.21)$$

$$\text{cu } b_{ij} = \sum_{k=1}^{nf} f_k \frac{\partial^2 f_k}{\partial x_i \partial x_j}. \quad (5.22)$$

#### 5.3.2. Condiții necesare și suficiente pentru minimul funcției de merit

Determinarea minimului funcției  $f$  se bazează pe următoarea teoremă :

Fie  $f: \mathbb{R}^{np} \rightarrow \mathbb{R}$  dublu continuu diferentiabilă într-o mulțime deschisă și convexă  $D \subset \mathbb{R}^{np}$  și se presupune că există  $X \in D$  astfel încât :

$$\nabla f(X) = 0.$$

Dacă  $\nabla^2 f(X)$  este pozitiv definită, atunci  $X$  este un minimizator.

Definirea pozitivă a lui  $\nabla^2 f(X)$  corespunde conceptului geometric de convexitate strict locală și înseamnă că  $f$  se curbează în sus în orice direcție din  $X$ .

### 5.3.3. Modelarea funcției de merit

Cel mai potrivit model este cel pătratic:

$$m_C(X_C + p) = f(X_C) + \nabla f^T(X_C)p + \frac{1}{2}p^T \nabla^2 f(X_C)p, \quad (5.23)$$

unde  $p$  este o perturbație într-o anumită direcție.

### 5.3.4. Direcții descrescătoare ale funcției de merit

Din punct de vedere matematic, perturbația  $p$  este pe o direcție descrescătoare dintr-un punct  $X_C$ , dacă derivata funcției  $f$  în  $X_C$  pe direcția  $p$  este negativă, adică:

$$\nabla f(X_C)^T p < 0. \quad (5.24)$$

Dacă această inegalitate este adevărată, atunci există  $\delta$  suficient de mic, astfel încât :

$$f(X_C + \delta p) < f(X_C). \quad (5.25)$$

### 5.3.5. Căutarea minimumului funcției de merit de-a lungul unei direcții descrescătoare

În general, în cadrul metodelor de optimizare iterative, la iterația  $k$  se pune problema determinării minimumului funcției  $f$ , reprezentată în figura 5.4, pe o anumită direcție descrescătoare  $p_k$ , deci, practic, se pune problema determinării scalarului  $\lambda$  cu

$$X_{k+1} = X_k + \lambda p_k, \quad (5.26)$$

astfel încât :

$$f(X_{k+1}) < f(X_k). \quad (5.27)$$

Pentru a se putea evita situația în care sunt necesari pași mari pe direcția  $p$ , fără ca funcția să scadă semnificativ, se pune condiția :

$$f(X_C + \lambda p) \leq f(X_C) + \alpha \lambda \nabla f^T(X_C) p, \quad (5.28)$$

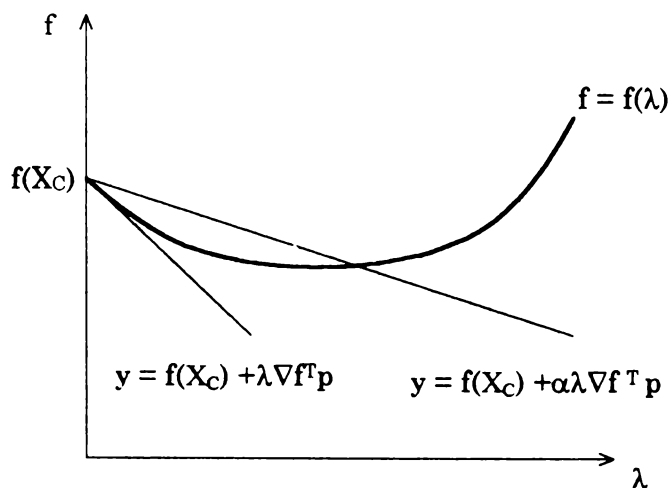


Fig. 5.4 Schema de calcul a minimumului funcției de merit pe o anumită direcție

adică cu  $\alpha \in (0,1)$  se alege  $\lambda$  care satisface condiția:

$$f(X_+) \leq f(X_C) + \alpha \lambda \nabla f^T(X_C)(X_+ - X_C). \quad (5.29)$$

Cu alte cuvinte, rata de descreștere de la  $f(X_C)$  la  $f(X_+)$  trebuie să fie o fracțiune precisă din rata de descreștere inițială pe direcția dată.

Determinarea lui  $\lambda$  se face iterativ. Dacă se pornește cu  $\lambda = 1$  și dacă condiția (5.29) nu este satisfăcută, atunci se micșorează  $\lambda$  până când condiția este satisfăcută. Cu această valoare a lui  $\lambda$  se determină un nou punct  $X_+$  pe direcția  $p$  în care  $f(X_+) < f(X_C)$ .

Se notează  $f(0) = f(X_C)$ ,  $f'(0) = \nabla f^T(X_C)p$  și  $f(1) = f(X_+)$ .

Disponem deci de două puncte între care se găsește un minim.

Folosind informațiile din cele 2 puncte se poate determina minimul pe direcția  $p$  ca fiind minimul unei parabole.

Dacă la prima iterație ( $\lambda = 1$ ),  $f(1) \gg f(0)$  atunci se calculează

$f(2) = f(X_C + \lambda p)$  cu  $\lambda = 1/10$ . Minimul pe direcția  $p$  va coincide cu minimul cubicei determinată de informațiile din cele trei puncte.

Astfel, se poate determina eficient minimul pe o direcție dată.

Dacă nu se determină derivatele funcției, atunci sunt necesare trei puncte  $X_0$ ,  $X_1$  și  $X_2$  astfel încât  $f(X_0) > f(X_1) < f(X_2)$  cu care se determină o parabolă cu minimul în punctul:

$$\lambda^* = \frac{1}{2} \cdot \frac{f(X_0)(X_2^2 - X_1^2) + f(X_1)(X_0^2 - X_2^2) + f(X_2)(X_1^2 - X_0^2)}{f(X_0)(X_2 - X_1) + f(X_1)(X_0 - X_2) + f(X_2)(X_1 - X_0)}. \quad (5.30)$$

### 5.3.6. Metode de optimizare neliniară

Metodele de optimizare neliniare pot fi de două tipuri :

1. fără calculul derivatelor;
2. cu calculul derivatelor.

De asemenea, metodele pot fi local sau global convergente.

Există mai multe metode pentru optimizarea neliniară în cazul în care calculul funcției este scump, făcând imposibil calculul derivatelor, printre care :

- metoda numerelor aleatoare (MNA);
- metoda căutării ciclice pe axele de coordonate (MCA);
- metoda căutării ciclice pe axele de coordonate și diagonală (MCAD);
- metoda căutării bidimensionale ( MCB );
- metoda lui Hooke și Jeeves ( MHJ );
- metoda lui Rosenbrock ( MR );
- metoda lui Davies, Swann și Campey ( MDSC );
- metoda lui Powell ( MP ).

Principalul dezavantaj al acestor metode este faptul că necesită un număr mare de evaluări ale funcției [M7], [M8], [M18], [M19], [M16], [M17].

Metodele de optimizare cu calculul derivatelor sunt mult mai eficiente decât metodele fără derivate, deoarece folosesc informații despre gradient la fiecare iterație. Metodele de optimizare cu calculul derivatelor pot fi clasificate după cum urmează :

1. Metode de tip gradient:

- Metoda gradientului simplu Cauchy (MGS),
- Metoda gradient - diagonală (MGD),

•Metoda gradientilor conjugați (MGC).

2. Metode de tip Newton:

- Metoda celor mai mici pătrate amortizate (DLS).
- Metoda lui Newton (MN),

3. Metode combinate:

- Metoda lui Flecher - Reeves - Newton (FRN).
- Metoda Davidon - Flecher - Powell (DFP).

4. Alte metode:

- Metoda adaptivă.
- Metoda lui Gray.

Având în vedere faptul că metodele fără calculul derivatelor nu se folosesc la optimizarea sistemelor optice, iar dintre metodele cu derivate metoda celor mai mici pătrate amortizate este cea mai folosită, aceasta va fi prezentată în cele ce urmează cu toate variantele, avantajele și dezavantajele cunoscute. În continuarea lucrării autorul propune o altă metodă, de tip Newton, care s-a dovedit a fi superioară metodei celor mai mici pătrate amortizate.

### 5.3.6.1. Metoda celor mai mici pătrate amortizate

Metoda descrisă de Levenberg [O34] și aplicată pentru prima oară la optimizarea sistemelor optice de Girard [O34], este una dintre cele mai eficiente metode și constă în găsirea minimumului funcției  $f$  simultan cu minimizarea pasului :

$$f = \min \text{ și } p^T p = \min.$$

Astfel, funcția care trebuie minimizată este :

$$f + \omega p^T p = \min. \quad (5.31)$$

Prin diferențiere obținem :

$$\nabla f + 2\omega p = 0. \quad (5.32)$$

Dezvoltând ecuația, obținem succesiv :

$$\begin{aligned} 2A^T F + 2\omega p &= 0, \\ 2A^T (F_0 + Ap) + 2\omega p &= 0, \\ A^T F_0 + A^T Ap + \omega p &= 0, \\ (A^T A + \omega I)p &= -A^T F_0, \end{aligned}$$

cu soluția:

$$p = -(A^T A + \omega I)^{-1} A^T F_0$$

sau

$$X = X_0 - (A^T A + \omega I)^{-1} A^T F_0, \quad (5.33)$$

unde:

$I$  este matricea unitate,

și

$\omega$  este factor de amortizare global.

Ecuația poate fi scrisă sub forma

$$X = X_0 - (A^T A + C)^{-1} A^T F_0. \quad (5.34)$$

Diferiți autori au dat diferite forme pentru  $C$ , ceea ce a dus la îmbunătățirea metodei. Astfel:

- $C = 0$  metoda celor mai mici pătrate LSM;
- $C = \omega Q$  metoda celor mai mici pătrate arnotizate DLMSM - Meiron
- $C = \omega I$  DLMSM - clasică
- $C = \omega D$  PDSM - Dilworth
- $C = \omega L$  DLMSM - Hopkins.

În metoda descrisă de Meiron [O34] matricea  $Q$  este o matrice diagonală cu elementele:

$$q_{jj} = \left[ \sum_{i=1}^{np} a_{ij}^2 \right]^{-1/2} \quad (5.35)$$

Acești factori exprimă importanța relativă a elementelor.

O contribuție importantă a avut Dilworth [O7] cu introducerea derivatelor de ordinul 2. Matricea diagonală  $D$  are elementele:

$$d_{jj} = \sum_{i=1}^{np} f_i \frac{\partial f_i^2}{\partial x_j^2}. \quad (5.36)$$

În metoda descrisă de Hopkins și Kadkly [O21] autorii descriu matricea diagonală sub forma:

$$\Lambda_{jj} = \lambda_{,j} - \hat{\lambda}_{,j}, \quad (5.37)$$

unde:  $\lambda_{,j}$  reprezintă factori de amortizare care exprimă influența derivatelor de ordinul 2

și  $\hat{\lambda}_{,j}$  reprezintă factori de scalare dependenți de tipul parametrilor.

Atât timp cât parametrii au dimensiuni diferite și factorii de amortizare trebuie să fie diferiți. Pentru determinarea factorilor de scalare se aproximează pasul maxim pentru fiecare tip de parametru:

$$\hat{p} = \max[x_j - x_{j0}]. \quad (5.38)$$

Astfel, factorul de scalare se obține cu relația:

$$\hat{\lambda}_{,j} = \frac{1}{\hat{p}}. \quad (5.39)$$

În [O21] sunt indicate diferite valori tipice pentru  $\hat{p}$  astfel:

- pentru razele unui sistem optic care lucrează în domeniul vizibil:  $\hat{p} = 0.01$ ;
- pentru razele unui sistem optic care lucrează în IR:  $\hat{p} = 0.001$ ;
- pentru distanțe:  $\hat{p} = 1$ ;
- pentru indicii de refracție:  $\hat{p} = 0.05$ ;
- pentru dispersii:  $\hat{p} = 0.005$ .

Influența derivatelor de ordinul 2 se determină prin construirea a două funcții  $f^1$  și  $f^2$  care aproximează funcția  $f$ . Funcția  $f^1$  nu conține decât termeni liniari, iar funcția  $f^2$  nu conține decât termeni pătratici.

Astfel :

$$\lambda_{,j} = 1 + \frac{f^2}{f^1}. \quad (5.40)$$

Se observă că nu se folosesc decât derivatele de ordinul 2 omogene. O scurtă analiză explicativă este necesară.

Fie de exemplu  $n_p = 30$  și  $n_f = 50$ . Există deci  $n_p \times n_f$  derivatele de ordinul 2 pentru fiecare funcție, deci  $n_p \times n_p \times n_f = 45000$  valori. Dintre acestea nu sânt decât 1500 omogene. Se pune deci problema de a renunța la 43500 de derivate.

În [O14] Gray demonstrează că influența derivatelor de ordinul 2 neomogene asupra funcției este minimală.

O importantă problemă o constituie determinarea factorului de amortizare global  $\omega$ . Variația funcției  $f$  cu  $\omega$  este reprezentată în figura 5.5:

$$f = f(X) = f[X(\omega)] = f(\omega).$$

Valoarea lui  $\omega$  pentru care  $f(\omega)$  este minimă, se numește *factor de amortizare global*. Determinarea factorului de amortizare global duce la micșorarea numărului de iterații.

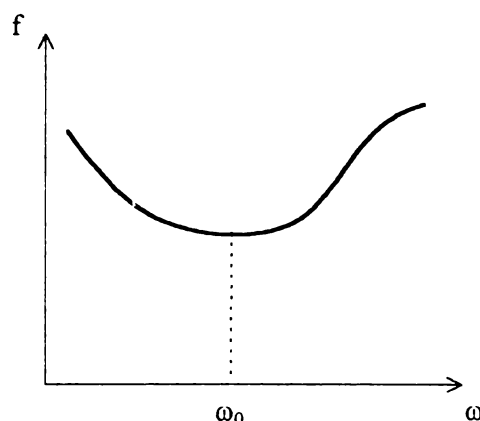


Fig. 5.5 Factorul de amortizare global

Așadar, apare necesitatea unei minimizări liniare pentru determinarea lui  $\omega_0$ , prin interpolare pătratică sau cubică, folosind metoda descrisă în § 5.3.5.

O problemă dificilă constă în determinarea unei valori inițiale pentru factorul de amortizare global.

O metodă aproximativă indică Kross [O30]. Etapele cele mai importante ale algoritmului sunt prezentate în continuare.

Datorită dimensiunilor diferite, funcțiile  $f(\omega)$  și  $p^2(\omega)$  nu pot fi comparate. Se procedează la normarea acestora :

$$\bar{f}(\omega) = \frac{f(\omega) - f(0)}{f(\infty) - f(0)} \quad (5.41)$$

$$\text{și } \bar{p} = \frac{p^2(\omega)}{p^2(0)}. \quad (5.42)$$

Aceste funcții nu iau valori decât în intervalul  $[0,1]$ . Se poate demonstra că funcția  $\bar{f}(\omega) + \bar{p}(\omega)$  are un minim în intervalul  $[0,\infty)$  dat de relația :

$$\omega_1 = \frac{f(\infty) - f(0)}{p^2(0)}. \quad (5.43)$$

Această valoare reprezintă o bună aproximare pentru factorul de amortizare optim, figura 5.6 .

O interesantă metodă pentru determinarea factorului de amortizare este descrisă de Kidger și Wynne [O26].

Metoda constă în determinarea lui  $\omega$  astfel încât să se păstreze pasul în intervalul regiunii de încredere a modelului liniar.



Fie  $F_L = F_0 + A^T p$  o aproximare liniară a funcțiilor  $F$ . Cu aceasta se formează funcția :

$$f_L = F_L^T F_L.$$

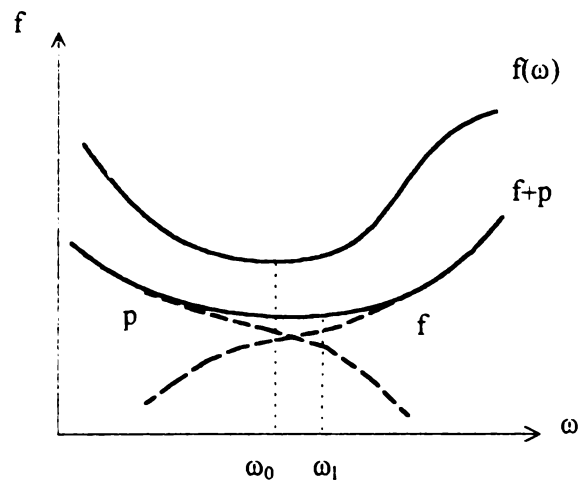


Fig. 5.6 Schema de calcul pentru aproximarea factorului de amaortizare global

De asemenea, fie  $f_0$  valoarea funcției în punctul curent. Pentru fiecare valoare a lui  $\omega$  atât funcția  $f_L$  cât și funcția  $f$  vor avea valori diferite. Fie  $f'$  valorile funcției  $f$  determinate prin drumuri vectoriale, pentru o anumită valoare a lui  $\omega$ .

Variația lui  $\frac{f'}{f}$  și  $\frac{f_L}{f}$  în funcție de  $\omega$  sunt prezentate în figura 5.7.

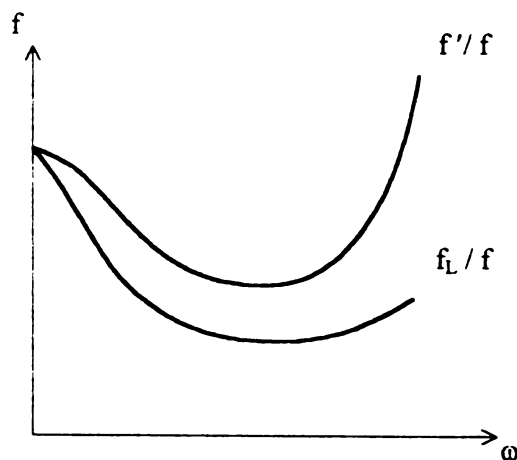


Fig. 5.7 Variația funcțiilor  $\frac{f'}{f}$  și  $\frac{f_L}{f}$  în funcție de  $\omega$

Se construiește funcția

$$\theta = \frac{f - f'}{f - f_L}. \quad (5.44)$$

Dacă  $\theta \in (0.5, 0.9)$  atunci  $\omega$  nu va fi modificat la iterația următoare.

Dacă  $\theta > 0.9$  atunci  $\omega$  va fi înjumătățit.

Dacă  $\theta \in (-\infty, 0.5)$  atunci  $\omega$  se dublează.

O procedură folosită de Dilworth [O7] pentru metoda PSDM constă în inițierea  $\omega = 1$  și pentru determinarea lui  $\omega$  optim se dublează sau se înjumătățește succesiv valoarea lui  $\omega$ .

O procedură cu bune rezultate a prezentat Fagiano [O8]. Acesta este prezentat în diagrama din figura 5.8.

O procedură pentru îmbunătățirea convergenței este prezentată de Robb [O36]. Algoritmul este prezentat în figura 5.9.

O metodă simplă a prezentat Sharma [O42]. Metoda se bazează pe așa numitele numere preferențiale :

$$R_a = \sqrt[a]{10} ; \quad a = 5, 10, 20, 40, 80, \dots$$

$$R_5 = 1.58$$

$$R_{10} = 1.25$$

Algoritmul este prezentat în figura 5.10.

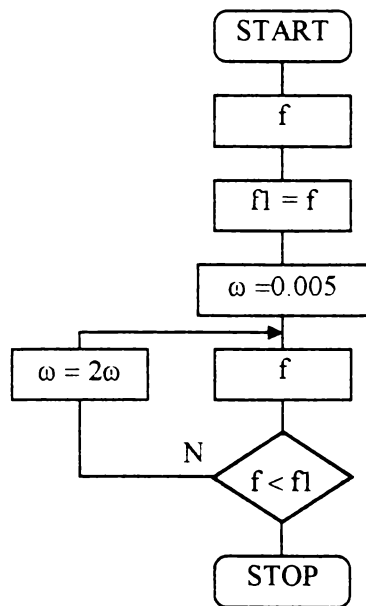


Fig. 5.8 Algoritmul lui Fagiano pentru calculul factorului de amortizare

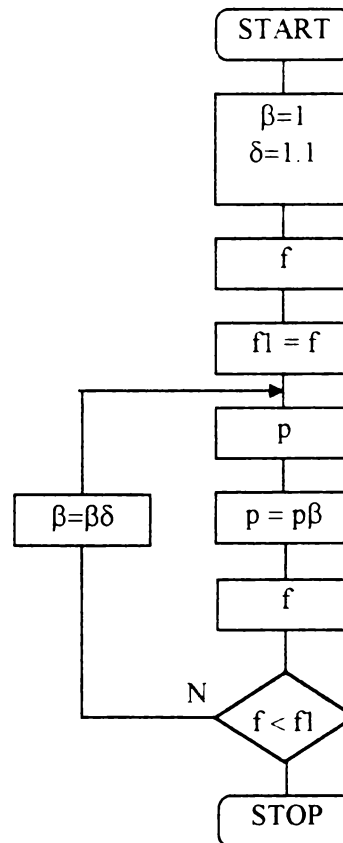


Fig. 5.9 Algoritmul lui Robb pentru calculul factorului de amortizare

O metodă asemănătoare prezintă Hopkins și Kadkly [O21]. La începutul fiecărei iterații se calculează o valoare pentru  $f$  și un factor  $\beta = 1.3$  și se rezolvă ecuația DLS. Se obține un set de modificări  $p$  ale parametrilor cu care se calculează valoarea funcției  $f$  prin drumuri vectoriale.

Dacă  $f < f_0$ , atunci se calculează  $p$  cu  $\omega = \beta\omega_0$  până când  $f < f_0$ .

După aceasta se face o căutare liniară a minimumului pe direcția  $p$ :  $X = X_0 + \bar{s}p$ , unde  $\bar{s}$  minimizează funcția pe acea direcție.

Pentru iterația următoare factorul de amortizare va avea valoarea

$$\omega = \frac{\omega}{\bar{s}}. \quad (5.45)$$

$\bar{s}$  se determină prin interpolare pătratică sau cubică.

Algoritmul este prezentat în figura 5.11.

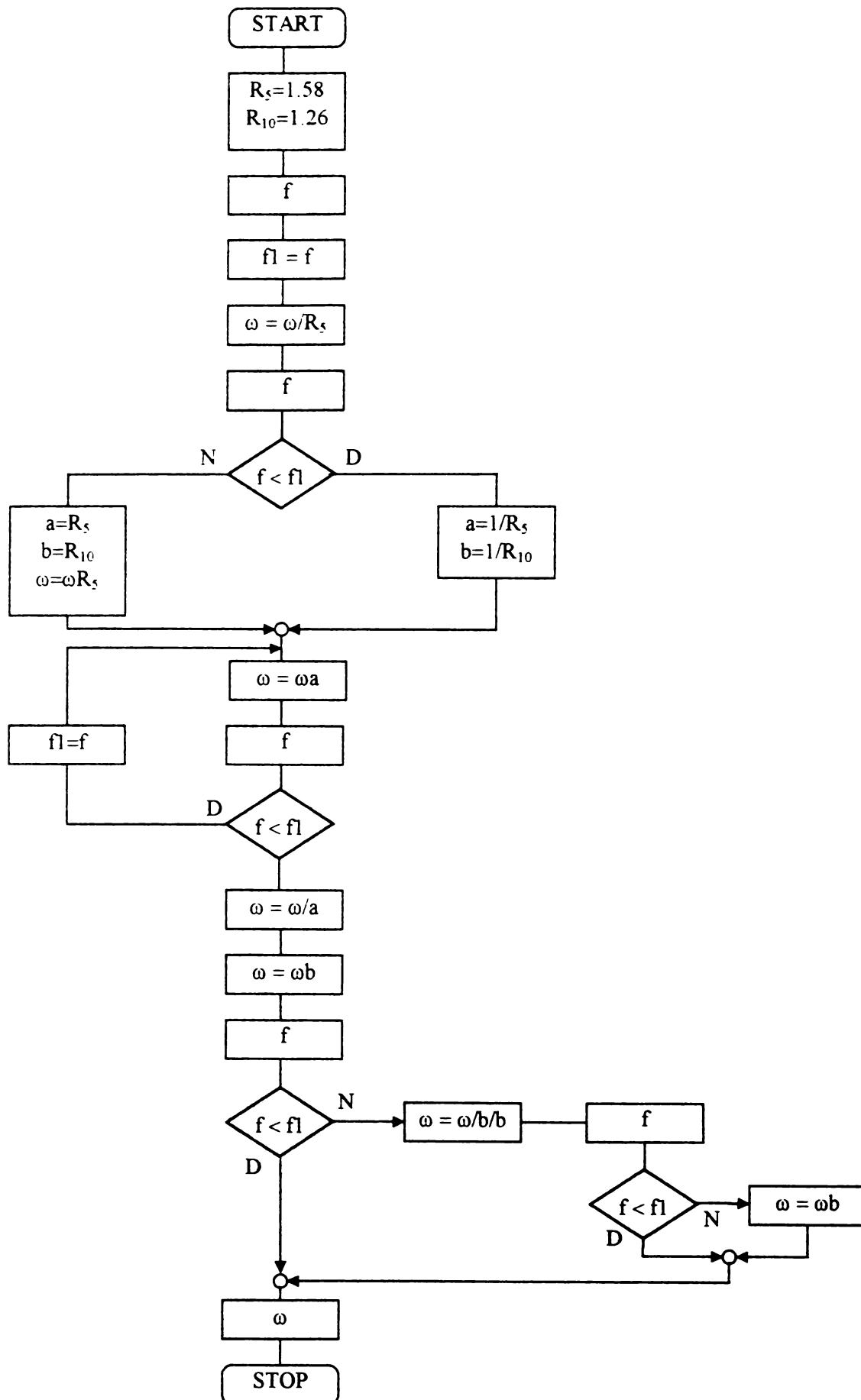


Fig. 5.10 Algoritmul lui Sharma pentru calculul factorului de amortizare

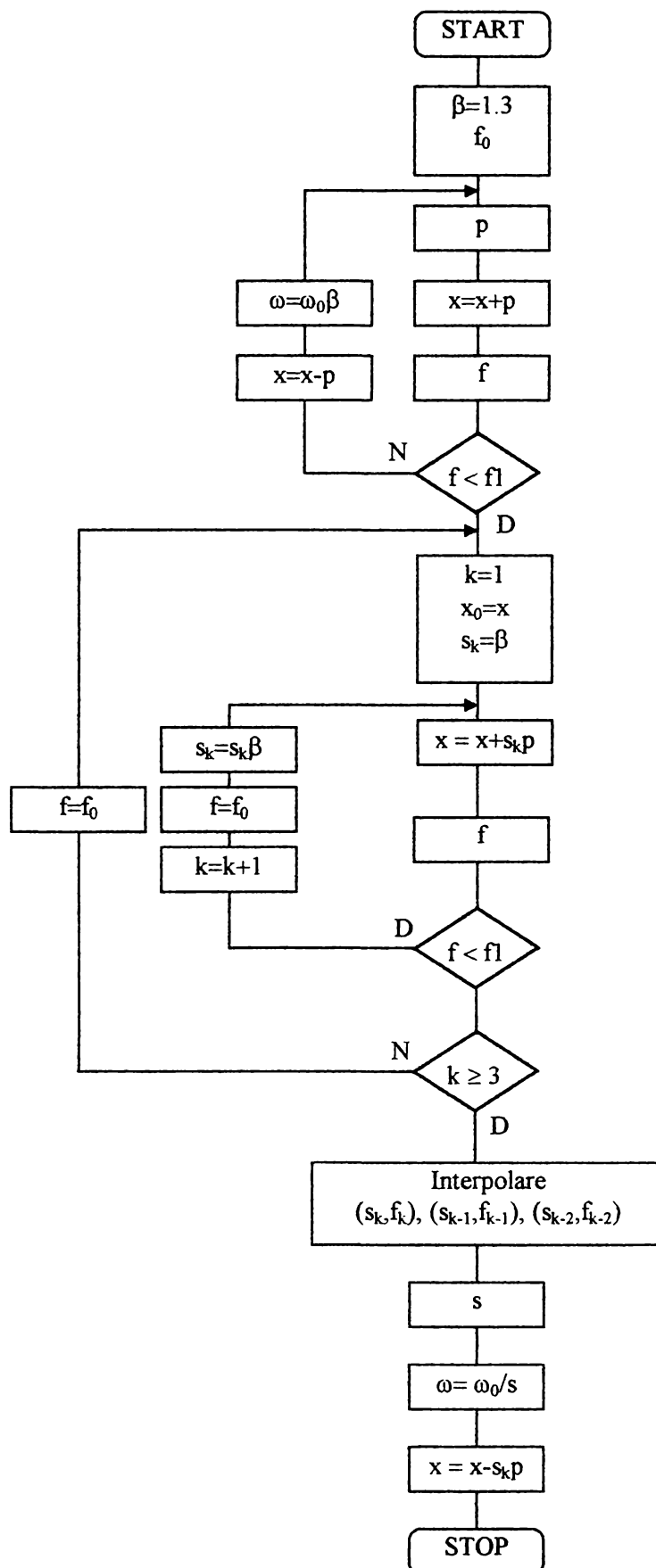


Fig. 5.11 Algoritmul lui Hopkins pentru calculul factorului de amortizare

Cu toate modificările aduse, metoda celor mai mici pătrate amortizate are două neajunsuri importante:

- nu se cunoaște dacă  $H$  este pozitiv definită sau nu;
- căutarea unei direcții descrescătoare, reprezentată în figura 5.12, între direcția Newton și direcția gradientului prin determinarea unui factor de amortizare optim, astfel încât pe noua direcție valoarea funcției să fie

minimă, poate reduce numărul de iterații, dar necesită mai mult timp și efort de calcul datorită multiplelor evaluări ale funcției de merit [M7], [M8], [M18], [M19], [M16], [M17].

Cu toate acestea, eficiența metodei este remarcabilă, iar concluziile care rezultă din folosirea acesteia sunt extrem de importante. Acestea vor fi folosite la modificarea metodei lui Newton pentru a obține cea mai eficientă metodă de optimizare a sistemelor optice variofocale.

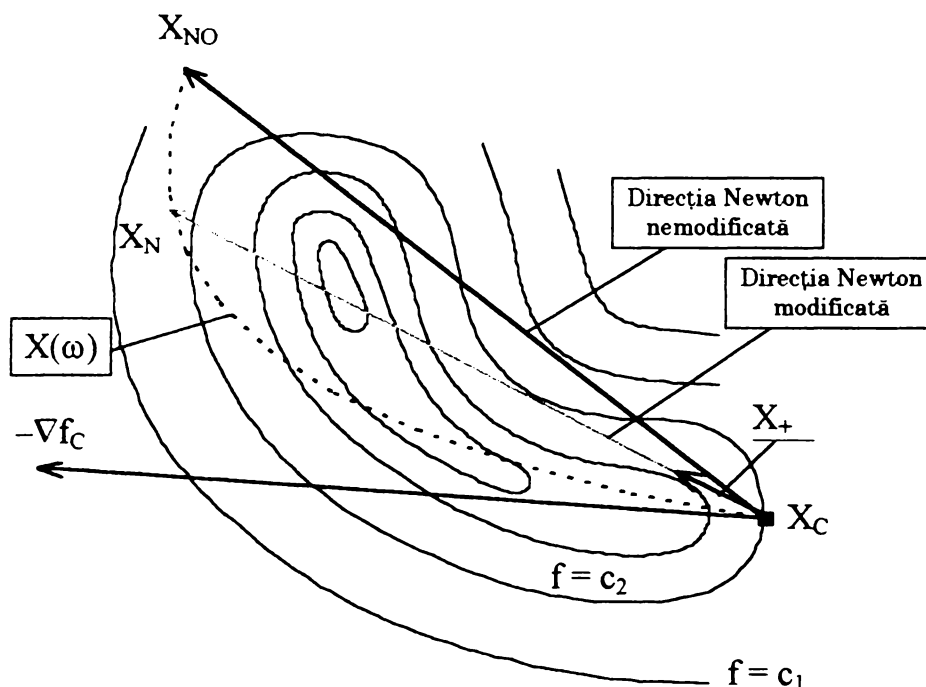


Fig. 5.12 Direcțiile importante în spațiul funcției de merit

### 5.3.6.2. Metoda cvasi Newton

Fie funcția  $f: \mathbb{R}^{np} \rightarrow \mathbb{R}$  dublu continuu diferentiabilă .

Într-un punct  $X_C$  funcția poate fi modelată printr-o cuadrică :

$$m_C(X_C + p) = f(X_C) + \nabla f^T(X_C)p + \frac{1}{2}p^T \nabla^2 f(X_C)p. \quad (5.46)$$

În același punct  $X_C$  modelul afin al funcției  $\nabla f$  se scrie :

$$M_C(X_C + p) = \nabla f(X_C) + \nabla^2 f(X_C)p. \quad (5.47)$$

Algoritmul lui Newton pentru minimizare necondiționată este :

La fiecare iterație  $k$  se rezolvă :

$$S_k^N = -[\nabla^2 f(X_k)]^{-1} \nabla f(X_k) \quad (5.48)$$

$$X_{k+1} = X_k + S_k^N$$

unde  $S_k^N$  se numește *direcția lui Newton* la iterația  $k$ .

Algoritmul reprezintă aplicarea metodei lui Newton sistemului  $\nabla f = 0$ .

În scriere matricială algoritmul este :

$$X_{k+1} = X_k - H^{-1} A^T F. \quad (5.49)$$

Metoda prezintă următoarele avantaje remarcabile :

- dacă  $X_0$  este suficient de aproape de  $X^*$  și  $\nabla^2 f(X^*)$  este nesingulară și pozitiv definită, atunci șirul  $\{X_k\}$  generat de algoritm va converge pătratic către  $X^*$ ;

- dacă  $\nabla f$  este afină, soluția se obține într-o singură iterație.

Cele mai importante dezavantaje sunt :

- metoda nu este convergentă global :
- necesită calculul lui  $\nabla^2 f$  la fiecare iterație :
- la fiecare iterație este necesară rezolvarea unui sistem de ecuații liniare.

Nu este nimic în acest algoritm care să facă ca iterația să se deplaseze spre un maxim sau spre un punct șa în care, de asemenea,  $\nabla f = 0$ .

Algoritmul se duce la fiecare iterație spre punctul critic al modelului pătratic local, indiferent dacă este un minim, maxim sau un punct șa. În consecință, metoda lui Newton poate fi folosită dacă  $X_0$  este suficient de apropiat de soluție și  $\nabla^2 f(X_0)$  este pozitiv definită.

Există două modificări acceptabile când  $\nabla^2 f$  nu este pozitiv definită :

1. se folosesc direcțiile curburilor negative  $p$ , pentru care  $p^T \nabla^2 f p < 0$ , pentru a reduce  $f$ , având în vedere faptul că acestea sunt direcții descrescătoare :
2. se modifică modelul astfel încât să aibă un minimizator unic, ca să se definească pasul Newton.

Există mai multe motive bune care justifică folosirea unor pași de forma :

$$-(\nabla^2 f(X_C) + \mu_C I)^{-1} \nabla f(X_C), \quad (5.50)$$

unde  $\mu_C \geq 0$  și  $\nabla^2 f(X_C) + \mu_C I$  este pozitiv definită.

Valoarea ideală a lui  $\mu_C$  este identică cu cea mai mică valoare  $\mu$ , pentru care  $\nabla^2 f + \mu I$  să fie pozitiv definită și bine condiționată.

Așadar, se poate enunța algoritmul lui Newton pentru minimizare necondiționată :

La fiecare iterație  $k$  :

1. se cercetează dacă  $\nabla^2 f$  este pozitiv definită și se calculează

$$H_k = \nabla^2 f(X_k) + \mu_k I, \quad (5.51)$$

unde

$\mu_k = 0$ , dacă  $\nabla^2 f$  este pozitiv definită;

$\mu_k > 0$ , dacă  $\nabla^2 f$  nu este pozitiv definită astfel încât  $H_k$  să fie pozitiv definită;

2. se rezolvă

$$H_k S_k^N = -\nabla f(X_k), \quad (5.52)$$

$$X_{k+1} = X_k + S_k^N. \quad (5.53)$$

Dacă  $X_0$  este suficient de apropiat de minimizatorul  $X^*$  și dacă  $\nabla^2 f(X^*)$  este pozitiv definită și rezonabil bine condiționată, atunci algoritmul va fi echivalent cu algoritmul nemodificat și pătratic convergent.

Se poate arăta că dacă  $X_+$  este minimizatorul modelului pătratic modificat :

$$m_C^m(X_C + p) = f(X_C) + \nabla f^T(X_C)p + \frac{1}{2} p^T H_C p, \quad (5.54)$$

atunci  $X_+$  va fi și minimizatorul modelului pătratic necondiționat

$$m_C(X_C + p) = f(X_C) + \nabla f^T(X_C)p + \frac{1}{2} p^T \nabla^2 f(X_C)p, \quad (5.55)$$

supus la restricția

$$\|p_k\|_2 \leq \|X_k - X_C\|_2. \quad (5.56)$$

Metoda poate fi făcută global convergentă, dacă se cuplează cu un algoritm de căutare liniară pe direcția Newton modificată, până la atingerea minimumului pe această direcție.

Această extindere a metodei lui Newton o va face extrem de eficientă în minimizarea funcțiilor:

$$X_k = X_k^{-1} + \lambda p_k. \quad (5.57)$$

unde, desigur,  $p_k$  este o direcție descrescătoare.

În continuare, vor fi descrise bazele matematice ale acțiunilor de modificare a hessienei.

Este important ca direcția pe care dorim să determinăm punctul  $X_k$  să fie o direcție descrescătoare. Direcția lui Newton este o direcție descrescătoare, dacă și numai dacă  $H_C$  este pozitiv definită.

Pasul Newton se determină din relația:

$$H_C S^N = -g$$

în care:

$H_C$  este matricea hessiană în punctul curent  $X_C$ ,

$$S^N = X_k - X_C,$$

$g = \nabla f$  este gradientul.

Din punct de vedere matematic,  $p$  este o direcție descrescătoare din  $X_C$ , dacă derivata funcției pe direcția  $p$  este negativă.

Derivata funcției  $f$  pe o direcție  $p$  este egală cu proiecția gradientului pe această direcție, adică egală cu produsul scalar

$$\nabla^T f(X_C) p < 0.$$

Dacă această inegalitate este adevărată, atunci există  $\delta$  suficient de mic astfel încât

$$f(X_C + \delta p) < f(X_C).$$

Direcția lui Newton  $S^N = -H_C^{-1} g$  este o direcție descrescătoare, dacă și numai dacă

$$\nabla^T f(X_C) S^N = -\nabla^T f(X_C) H_C^{-1} \nabla f < 0,$$

care este adevărată dacă  $H_C^{-1}$  este pozitiv definită, adică dacă  $H_C$  este pozitiv definită.

Altfel spus, dacă nu ne aflăm în punctul de minim atunci în jurul lui  $X_C$  va exista cel puțin o direcție în care funcția să scadă.

Dacă  $H_C$  nu este pozitiv definită atunci, se va construi  $H_+$  pozitiv definită care va garanta nu numai un model pătratic cu un minimizator unic, dar și o direcție Newton descrescătoare. În afară de definirea pozitivă este important ca matricea  $H_C$  să fie și nesingulară. Algoritmul va modifica  $H_C$  astfel încât să fie pozitiv definită și nesingulară:

$$H_+ = H_C + \mu I,$$

unde  $\mu > 0$ , dacă  $H_C$  nu este pozitiv definită și slab condiționată și

$\mu = 0$ , dacă  $H_C$  este pozitiv definită și bine condiționată.

Pentru justificarea metodei de determinare a factorului care modifică matricea  $H_C$  se folosesc următoarele teoreme:

**T1.** Fie  $H \in \mathbb{R}^{np \times np}$  simetrică.  $H$  este pozitiv definită dacă și numai dacă toate valorile proprii sunt pozitive.

**T2.** Fie  $H$  simetrică cu valorile proprii  $\lambda_1, \dots, \lambda_{np} > 0$  atunci:

$$\|H\|_2 = \max_{1 \leq i \leq np} \{\lambda_i\}.$$

Dacă  $H$  este nesingulară, atunci se definește numărul de condiționare a lui  $H$ :

$$k_2(H) = \frac{\max_{1 \leq i \leq np} \{\lambda_i\}}{\min_{1 \leq i \leq np} \{\lambda_i\}}.$$

**T3.** Fie  $H \in \mathbb{R}^{np \times np}$  simetrică.

$H$  se zice strict diagonal dominantă, dacă pentru  $i = \overline{1, np}$  avem:

$$h_{ii} - \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{np} h_{ij} > 0.$$

**T4.** Fie  $H \in \mathbb{R}^{np \times np}$  simetrică și cu valorile proprii  $\lambda_1, \dots, \lambda_{np} > 0$ .

Atunci există relațiile:

$$\min_{1 \leq i \leq np} \{\lambda_i\} \geq \min_{1 \leq i \leq np} \left\{ h_{ii} - \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{np} |h_{i,j}| \right\} > 0,$$

$$\max_{1 \leq i \leq np} \{\lambda_i\} \geq \max_{1 \leq i \leq np} \left\{ h_{ii} + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{np} |h_{i,j}| \right\} > 0.$$

Concluzia este imediată:

Dacă  $H$  este strict diagonal dominantă, atunci  $H$  este pozitiv definită și deci este suficient să modificăm diagonală lui  $H$ , astfel încât matricea să devină diagonal dominantă. Pe baza acestei teorii se stabilește:

### Algoritmul Newton modificat pentru minimizare necondiționată

- 1 Se calculează și se verifică datele de intrare
- 2 Se calculează  $f_C = f(X_0)$
- 3 Se calculează sau se aproximează  $g_C = \nabla f(X_0)$
- 4 Se verifică condițiile de oprire. Dacă una este adevărată atunci **STOP**
- 5 Se calculează sau se aproximează  $H_C = \nabla^2 f(X_0)$
- 6  $X_C = X_0$
- 7 Se inițializează contorul iterațiilor
- 8 Se formează hessiana pozitiv definită  $H_C = H_C + \mu I$
- 9 Se descompune  $H_C$  folosind metoda Cholesky  $H_C = L_C L_C^T$
- 10 Se rezolvă  $(L_C L_C^T) S^N = -g_C$
- 11 Se alege  $X_+ = X_C + S^N$  sau un pas dat de o strategie globală (minim pe o direcție)
- 12 Se calculează sau se aproximează  $g_+ = \nabla f(X_+)$
- 13 Se verifică condițiile de oprire. Dacă una adevărată atunci **STOP**
- 14 Se calculează  $H_+ = \nabla^2 f(X_+)$
- 15 Se face  $X_C = X_+$ ,  $f_C = f_+$ ,  $g_C = g_+$
- 16 Se revine la pasul 8.

Acest algoritm este folosit la optimizarea sistemelor optice variofocale.



### 5.3.7. Condiții de oprire a algoritmilor de optimizare

Criteriile de oprire [M36, M34, M7, M8] rezultă din răspunsul dat la următoarea întrebare:

#### S-a rezolvat problema ?

În precizie infinită, o condiție necesară pentru ca  $X$  să fie minimizator exact al funcției  $f$  este  $\nabla f = 0$ , dar într-un algoritm iterativ cu precizie finită va trebui modificată această condiție în  $\nabla f \approx 0$ .

Deși  $\nabla f(X) = 0$  poate să apară și la un punct maxim sau punct șa, strategia globală de perturbare a modelului local face imposibilă convergența spre un asemenea punct.

Din acest motiv  $\nabla f = 0$  este considerată o condiție necesară și suficientă pentru ca  $X$  să fie un minimizator local al lui  $f$ .

Asadar, condiția care trebuie testată este :

$$\|\nabla f(X_{-})\| \leq \varepsilon. \quad (5.58)$$

Această condiție este însă puternic dependentă de dimensiunile funcției și ale variabilelor. Din acest motiv se preferă testul :

$$\|\nabla f^T(X_{-})\nabla^2 f(X_{-})^{-1}\nabla f(X_{-})\| < \varepsilon, \quad (5.59)$$

care este invariant la orice transformare liniară.

Un al doilea test de oprire a procesului de minimizare îl reprezintă verificarea condiției:

$$f < \varepsilon.$$

Un al treilea test de oprire pentru minimizare are la bază înaintarea procesului de minimizare. Din cauza stagnării sau a convergenței scăzute procesul de minimizare poate deveni foarte lent.

Din acest motiv se efectuează testul :

$$\text{schimbarea relativă în valori succesive a lui } \|X\|_x < \text{tol},$$

sau

$$X_{\text{rel}} = \frac{X_{i+1} - X_i}{\max X_i} < \text{tol}. \quad (5.60)$$

Un al patrulea test are la bază timpul alocat pentru procesul de minimizare. Acesta se reflectă în numărul de iterații efectuate. După atingerea unui număr limită procesul poate fi oprit.

Un al cincelea test se face pentru a identifica cazul în care funcția este nelimitată inferior. În acest caz pasul va fi mereu la fel de mare și egal cu pasul maxim admisibil care este, de asemenea, impus.

## 6. APLICAȚII

### 6.1. INTRODUCERE

În acest capitol, teoria dezvoltată în capitolele precedente va fi aplicată la calculul unor sisteme variofocale reprezentative pentru aparatele de fotografiat și camerele de luat vederi.

Sistemele calculate sunt de tip P–N–P sau N–P–N, tensionate sau detensionate, cu sau fără deplasări relaxate.

Nu în toate cazurile s-a folosit o funcție de merit completă, ca cea descrisă în capitolul 5.2, ci una pentru condiții simplificate de funcționare a sistemului cum ar fi:

- sistemul funcționează în lumină monocromatică;
- distorsiunea este corectată prin alte mijloace.

De asemenea, nu s-a urmărit întodeauna atingerea unui nivel final al aberațiilor, comparabil cu cel al sistemelor comerciale de marcă. Atingerea unor asemenea performanțe necesită luni și chiar ani de încercări și nu este posibilă decât în condițiile în care se dispune de metodologie automată de calcul ca cea prezentată în această lucrare. Practic prezentarea acestor exemple are drept scop testarea algoritmilor și obținerea unei dovezi certe că metodologia elaborată poate fi folosită cu succes la sinteza, analiza și optimizarea sistemelor optice variofocale.

De fapt, poate că cea mai dificilă sarcină a proiectantului de sisteme optice complexe este selectarea materialelor. O alegerea automată a acestora trebuie să se țină seama de următoarele aspecte:

- selecția se face discret;
- dacă sistemul lucrează cu o singură radiație tendința oricărui program de optimizare va fi de a selecta rapid sticlele cu indici de refracție mari, care permit creșterea razelor de curbură ale lentilelor cu consecință imediată în reducerea aberațiilor;
- dacă aberațiile cromatice sunt importante atunci selectarea automată a sticlelor va fi mult mai greoaie.

La dezvoltarea sistemelor optice variofocale, atât calculul funcțiilor cât și modificarea parametrilor se face în condițiile menținerii structurii gaussiene. Aceasta se realizează prin modificarea unor parametri care au anumite domenii de existență ce nu pot fi depășite (raza dioptrului nu poate fi mai mică decât raza utilă a lentilei din care face parte, iar distanța dintre lentile nu poate fi negativă). Găsirea unui optim al funcției de merit în aceste condiții este o sarcină dificilă, care necesită numeroase încercări și multă răbdare și perseverență, chiar și în condițiile unui proces de optimizare lent.

Sistemele prezentate au fost sintetizate în mod diferit (clasic și adaptiv) și optimizate cu reducerea funcției de merit de cel puțin 100 de ori. Calitatea sistemelor finale a fost, după, caz îmbunătățită și prin alte mijloace care stau la dispoziția proiectantului și anume prin: diafragmare și vignetare. O analiză completă a sistemelor este prezentată numai în cele trei configurații în care sistemul a fost optimizat, în celelalte configurații este reprezentată doar diagrama spoturilor pe axă și la extremitatea câmpului corespunzător configurației.

## 6.2. O CLASĂ DE SISTEME OPTICE VARIOFOCALE

Cu algoritmul prezentat în subcapitolul 2.8.4.3 s-a determinat o gamă completă de sisteme variofocale cu factori de variație între 3 și 10, cu deplasări relaxate de următoarele tipuri:

- P-N-P cu  $f_w = 10$  mm și deplasarea maximă a variatorului  $x_{VMAX} = 40$  mm
- N-P-N cu  $f_w = 35$  mm și deplasarea maximă a variatorului  $x_{VMAX} = -40$  mm

Caracteristicile principale ale sistemelor sunt listate în tabelele 6.1 și 6.2.

Tabelul 6.1

Sisteme zoom de tip P-N-P  
detensionate, cu deplasari relaxate

SISTEM ZOOM VZ= 3	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 1.8292999946E+00	VZ= 1.6400612336E+00		
fif= 5.7642910199E-03	fif= 1.5327407492E-02		
fio= 1.0261917331E-02	fio= 5.8720687089E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.0876204948E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0078234501E+01	e3t= 6.8703814977E+01	
bvw= 7.3938290341E-01	bvw= 7.8085423199E-01	bvw= 9.9840449161E-02	
avw= 1.5348167254E+02	apcw= 1.7354010704E-02	apcw= 1.5329513251E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 4	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.1795999956E+00	VZ= 1.8352832255E+00		
fif= 6.9454864103E-03	fif= 1.9873745690E-02		
fio= 1.2072253023E-02	fio= 4.3999570799E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1107436463E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0001064243E+01	e3t= 7.1073300388E+01	
bvw= 6.7736314587E-01	bvw= 7.3815648673E-01	bvw= 1.3890972821E-01	
avw= 1.2397839704E+02	apcw= 1.4397946128E+02	apcw= 1.7221953270E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 5	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.5085999993E+00	VZ= 1.9922230422E+00		
fif= 7.7812690401E-03	fif= 2.3811034833E-02		
fio= 1.3290709574E-02	fio= 4.3740302415E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1295222980E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0020241552E+01	e3t= 7.2932288253E+01	
bvw= 6.3138309167E-01	bvw= 7.0830784258E-01	bvw= 1.7399446525E-01	
avw= 1.0851374176E+02	apcw= 1.2853398331E+02	apcw= 1.8884312388E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 6	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.8221000028E+00	VZ= 2.1261516634E+00		
fif= 8.4151121120E-03	fif= 2.7115016750E-02		
fio= 1.4184320994E-02	fio= 3.8961713283E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1446547295E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0016309525E+01	e3t= 7.4449163425E+01	
bvw= 5.9528027900E-01	bvw= 6.8500825616E-01	bvw= 2.0612730803E-01	
avw= 9.8833829746E+01	apcw= 1.1885013927E+02	apcw= 2.0375171310E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 7	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 3.1238000063E+00	VZ= 2.2408322234E+00		
fif= 8.9186885527E-03	fif= 3.0039902431E-02		
fio= 1.4874557950E-02	fio= 3.5141495470E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1574470277E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0014627028E+01	e3t= 7.5730075740E+01	
bvw= 5.6580312360E-01	bvw= 6.6801411513E-01	bvw= 2.3596631931E-01	
avw= 9.2124108169E+01	apcw= 1.1213873520E+02	apcw= 2.1741638210E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 8	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 3.4160000094E+00	VZ= 2.3419889277E+00		
fif= 9.3320287671E-03	fif= 3.2678821748E-02		
fio= 1.5429397083E-02	fio= 3.1993371496E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1683793242E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0004019451E+01	e3t= 7.6833812871E+01	
bvw= 5.416248804E-01	bvw= 6.5344280635E-01	bvw= 2.8384963294E-01	
avw= 8.7157835124E+01	apcw= 1.0716185457E+02	apcw= 2.3006339621E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 9	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 3.7005000125E+00	VZ= 2.4321694870E+00		
fif= 9.6799044881E-03	fif= 3.5094880918E-02		
fio= 1.5886491385E-02	fio= 2.8331362115E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1780752677E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0001980826E+01	e3t= 7.7805545941E+01	
bvw= 5.1984714494E-01	bvw= 6.4121412722E-01	bvw= 2.9039713464E-01	
avw= 8.3306804445E+01	apcw= 1.0330878527E+02	apcw= 2.4192632533E+01	
SISTEM ZOOM VZ=10	$f_w = 10$	$x_{VMAX} = 40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 3.9785000156E+00	VZ= 2.513573285E+00		
fif= 9.9783003748E-03	fif= 3.7330930073E-02		
fio= 1.6271577461E-02	fio= 2.7039904621E-02		
e1= 2.0000000000E+01	e2= 1.1887464147E+02	e3= 2.0000000000E+01	
e1t= 6.0000000000E+01	e2t= 2.0003029565E+01	e3t= 7.8671611908E+01	
bvw= 5.0135549124E-01	bvw= 6.3074559179E-01	bvw= 3.1554156322E-01	
avw= 8.0217468150E+01	apcw= 1.0022049772E+02	apcw= 2.5312901283E+01	

Tabelul 6.2

Sisteme zoom de tip N-P-N  
detensionate, cu deplasari relaxate

SISTEM ZOOM VZ= 3	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 1.6341999962E+00	VZ= 1.8358729618E+00		
fif= 8.0827761073E-03	fif= 1.2401049607E-02		
fio= 1.9028717238E-02	fio= 2.1158164030E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 1.9962504306E+01	e3= 5.2382238643E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 9.2382238643E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 7.8227722321E-01	bvw= 7.3803793855E-01	bvw= 4.8999226094E-01	
avw= 1.8371986886E+02	apcw= 9.1337630214E+01	apcw= 7.0421623484E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 4	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 1.8219999948E+00	VZ= 2.1955101878E+00		
fif= 1.0597886532E-02	fif= 1.5222876327E-02		
fio= 2.6303042583E-02	fio= 2.0531745671E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 2.0007061768E+01	e3= 5.0681708151E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 9.0681708151E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 7.4086270453E-01	bvw= 6.7488887898E-01	bvw= 7.4185289722E-01	
avw= 1.5435632934E+02	apcw= 6.3676621153E+01	apcw= 8.4837057948E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 5	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 1.9711999938E+00	VZ= 2.5366546678E+00		
fif= 1.2655019744E-02	fif= 1.7292175387E-02		
fio= 3.2813417833E-02	fio= 2.0295701085E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 2.0006987479E+01	e3= 4.9410156266E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 8.9410156266E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 7.1227167117E-01	bvw= 6.2786941219E-01	bvw= 9.9041195416E-01	
avw= 1.3902002685E+02	apcw= 4.9609870587E+01	apcw= 9.8070618296E+01	
SISTEM ZOOM VZ= 6	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.0943999947E+00	VZ= 2.8649190733E+00		
fif= 1.4398535212E-02	fif= 1.8904141525E-02		
fio= 3.8774800262E-02	fio= 2.023531753E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 2.0009315650E+01	e3= 4.8424746283E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 8.8424746283E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 6.9100398857E-01	bvw= 5.9080453545E-01	bvw= 1.2344172510E+00	
avw= 1.2945150915E+02	apcw= 4.1026762864E+01	apcw= 1.1042048602E+02	
SISTEM ZOOM VZ= 7	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.1989999958E+00	VZ= 3.1834098928E+00		
fif= 1.5913879181E-02	fif= 2.0212509086E-02		
fio= 4.4308239588E-02	fio= 2.0263459271E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 2.0000000000E+01	e3= 4.7619684767E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 8.7619684767E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 6.7436847630E-01	bvw= 5.604717358E-01	bvw= 1.4736458348E+00	
avw= 1.2283822999E+02	apcw= 3.5218545221E+01	apcw= 1.2207421258E+02	
SISTEM ZOOM VZ= 8	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.2894999965E+00	VZ= 3.4943653407E+00		
fif= 1.7252948072E-02	fif= 2.1304278685E-02		
fio= 4.9504086644E-02	fio= 2.0337007002E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 1.9999789721E+01	e3= 4.6954511697E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 8.6954511697E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 6.6090518805E-01	bvw= 5.3495326862E-01	bvw= 1.7078547208E+00	
avw= 1.1796310878E+02	apcw= 3.1006597085E+01	apcw= 1.3313404378E+02	
SISTEM ZOOM VZ= 9	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.3689999977E+00	VZ= 3.7992317148E+00		
fif= 1.8452038496E-02	fif= 2.2235063173E-02		
fio= 5.4421238071E-02	fio= 2.0434634698E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 2.0003177753E+01	e3= 4.6382153947E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 8.6382153947E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 6.4972059831E-01	bvw= 5.1304104208E-01	bvw= 1.9374640421E+00	
avw= 1.1419455418E+02	apcw= 2.7802400234E+01	apcw= 1.4374828084E+02	
SISTEM ZOOM VZ=10	$f_w = 35$	$x_{VMAX} = -40$	$\epsilon_{MID} = 20$
VZ= 2.4396999985E+00	VZ= 4.0990326308E+00		
fif= 1.9537252173E-02	fif= 2.3042125303E-02		
fio= 5.8102208202E-02	fio= 2.0544621990E-02		
e1= 6.0000000000E+01	e2= 2.0006402857E+01	e3= 4.5907328803E+01	
e1t= 2.0000000000E+01	e2t= 8.5907328803E+01	e3t= 2.0000000000E+01	
bvw= 6.402368804E-01	bvw= 4.9382307078E-01	bvw= 2.1623775631E+00	
avw= 1.1118427050E+02	apcw= 2.5276941685E+01	apcw= 1.5382726837E+02	

În tabelele 6.1 și 6.2 s-au folosit notațiile:

VZ	factorul zoom;
fw	distanța focală a sistemului în configurația W;
xvmax	deplasarea maximă a variatorului;
emin	distanța minimă între module;
Vzv	factorul zoom al variatorului;
Vzc	factorul zoom al compensatorului;
fif	puterea focatorului;
fiv	puterea variatorului;
fic	puterea compensatorului;
fir	puterea releului;
e1w	distanța focator - variator în configurația W;
e2w	distanța variator - compensator în configurația W;
e3w	distanța compensator - releu în configurația W;
e1t	distanța focator - variator în configurația T;
e2t	distanța variator - compensator în configurația T;
e3t	distanța compensator - releu în configurația T;
bvw	mărirea transversală a variatorului în configurația W;
bcw	mărirea transversală a compensatorului în configurația W;
brw	mărirea transversală a releului în configurația W;
avw	abscisa obiect a variatorului în configurație W;
apcw	abscisa imagine a compensatorului în configurație W;
aprw	abscisa imagine a sistemului.

## 6.3. SINTEZA, ANALIZA ȘI OPTIMIZAREA UNOR SISTEME REPREZENTATIVE

### 6.3.1. Sistemul NPN35-4D

#### 6.3.1.1. Structura gaussiană. Configurațiile

Acest sistem face parte din categoria sistemelor variofocale detensionate cu deplasări relaxate de tip N-P-N prezentate în tabelul 6.2. Schema optică cu module infinit subtiri este prezentată în figura 6.1. Datele optice principale ale sistemului sunt prezentate în tabelul 6.4, iar structura configurațiilor cu detalierea configurațiilor extreme în tabelul 6.3.

Sistemul poate fi folosit ca obiectiv pentru aparatele de fotografiat cu formatul 24 x 36 mm.

#### Tabelul 6.3

```
SISTEM:NPN35_4D VZ=4
fif=-1.0597898530E-02
fiv= 1.5222876320E-02
fic=-2.6303042580E-02
fir= 2.0531745670E-02
bvo=-7.4086270497E-01 bco=-6.7488887799E-01
arpw= 8.4837057967E+01
Diafragma se afla la distanta
adcw= 4.0000000000E+01 fata de compensator si este solidara cu releul
```

```
-----
xv= 0.0000000000E+00 xc= 0.0000000000E+00 f= 3.5000000001E+01
```

Inaltimele Rpp si Ro

```
F hfp=-3.6607085896E+01 hf= 3.0989639482E+00
V hvp=-2.2798919662E+01 hv= 5.0695142764E+00
C hcp=-1.1250818843E+01 hc= 4.1825995608E+00
R hrp= 3.0044490831E+00 hr= 7.5116281171E+00
```

```
e1= 6.0000000000E+01 e2= 2.0007061760E+01 e3= 5.0681708150E+01
```

```
ND= 5.6470485921E+00 IL=-1.9154519079E+00 sigma= 3.1719974232E+01
zpi= 5.9225730997E+01 dpi= 6.1979278963E+00
zpe=-1.3682466093E+01 dpe= 1.7446197328E+01
```

#### PUPILE

```
fzpi= 5.9225730997E+01 fdpi= 6.1979278963E+00
fzd = 1.5906711409E+02 fdd = 1.6646253026E+01
fzpe= 1.5906711409E+02 fdpe= 1.6646253026E+01
```

```
vzpi= 9.9067114095E+01 vdpi= 1.6646253026E+01
vzd = 3.9499083085E+01 vdd = 6.6370332611E+00
vzpe= 3.9499083085E+01 vdpe= 6.6370332611E+00
```

```
czpi= 1.9492021325E+01 cdpi= 6.6370332611E+00
czd = -4.0000000000E+01 cdd = 1.3620000000E+01
czpe=-4.0000000000E+01 cdpe= 1.3620000000E+01
```

```
rzpi=-1.0681708150E+01 rdpi= 1.3620000000E+01
rzd = -1.0681708150E+01 rdd = 1.3620000000E+01
rzpe=-1.3682466093E+01 rdpe= 1.7446197328E+01
```

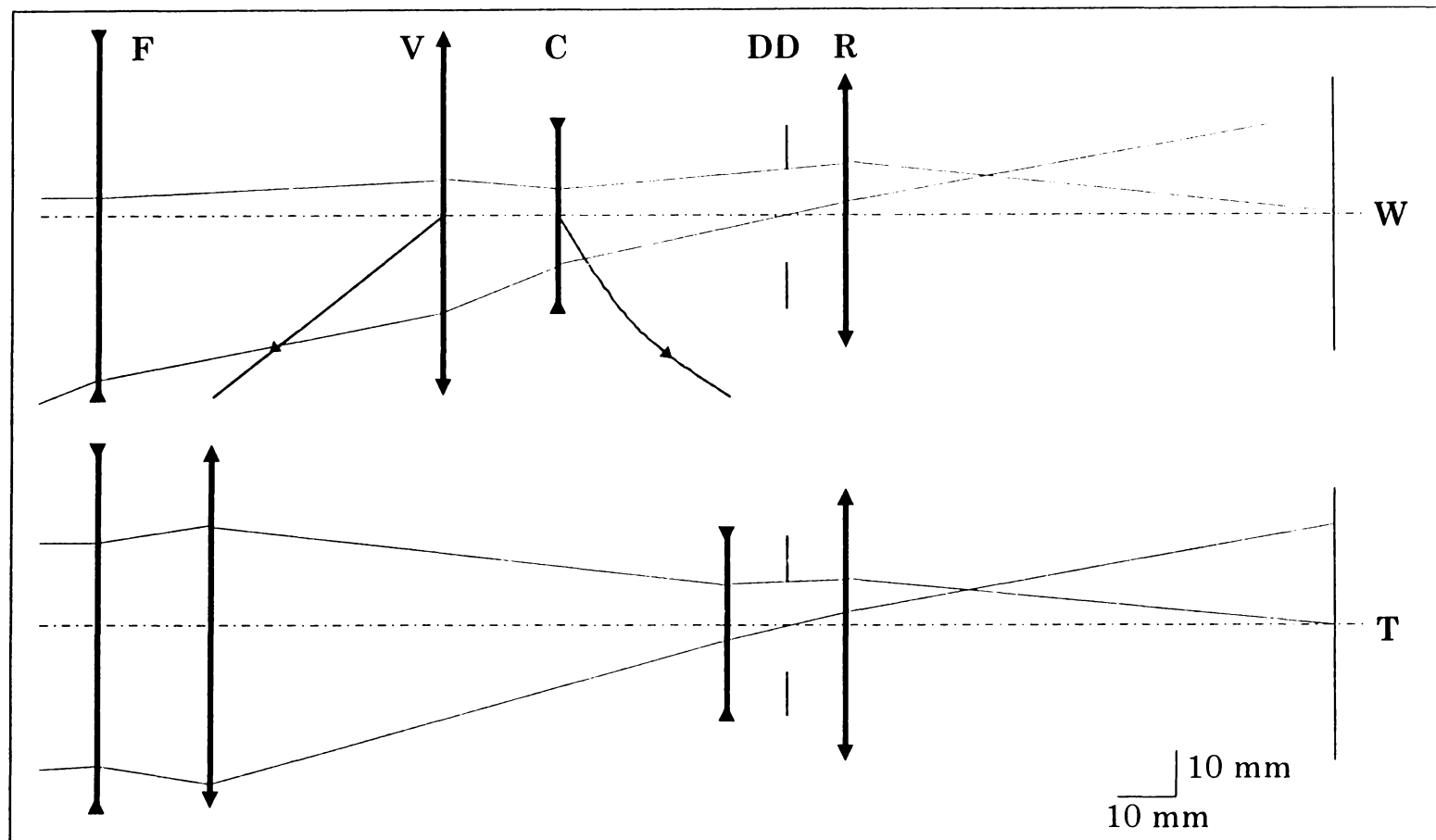


Figura 6.1

Tabelul 6.4

NPN35 - 4D							
$V_{z_V} =$	1.8220	$e_{1W} =$	6.000000E 01	$f_W =$	3.500000E 01	$N =$	5.600000E 01
$V_{z_C} =$	2.1955	$e_{2W} =$	2.000706E 01	$f_T =$	1.400000E 02	$a'_R =$	8.483705E 01
$\phi_F =$	-1.059789E-02	$e_{3W} =$	5.053174E 01			$z_{DCW} =$	1.000000E 01
$\phi_V =$	1.522287E-02			$\sigma_{RPP_W} =$	3.172000E 01	$D_{dd} =$	2.000000E 01
$\phi_C =$	-2.630304E-02	$e_{1T} =$	2.000000E 01	$\sigma_{RPP_T} =$	8.780000E 00	<b>Diafragma este solidara cu releul</b>	
$\phi_R =$	2.053174E-02	$e_{2T} =$	9.681708E 01				
$\beta_{VW} =$	-7.408627E-01	$e_{3T} =$	2.000706E 01	$x_{VMAX} =$	-4.000000E 01		
$\beta_{CW} =$	-6.748888E-01			$y' =$	2.163330E 01		

```
-----  
xv=-1.0000000000E+00 xc= 3.8242408340E-01 f= 3.5926844506E+01  
e1= 5.9000000000E+01 e2= 2.1389485843E+01 e3= 5.0299284067E+01  
-----  
xv=-2.0000000000E+00 xc= 7.7526125996E-01 f= 3.6889609615E+01  
e1= 5.8000000000E+01 e2= 2.2782323020E+01 e3= 4.9906446890E+01  
-----  
xv=-3.0000000000E+00 xc= 1.1789150523E+00 f= 3.7890122945E+01  
e1= 5.7000000000E+01 e2= 2.4185976812E+01 e3= 4.9502793098E+01  
-----  
xv=-4.0000000000E+00 xc= 1.5938092061E+00 f= 3.8930327351E+01  
e1= 5.6000000000E+01 e2= 2.5600870966E+01 e3= 4.9087898944E+01  
-----  
xv=-5.0000000000E+00 xc= 2.0203889374E+00 f= 4.0012289606E+01  
e1= 5.5000000000E+01 e2= 2.7027450697E+01 e3= 4.8661319213E+01  
-----  
xv=-6.0000000000E+00 xc= 2.4591222712E+00 f= 4.1138209860E+01  
e1= 5.4000000000E+01 e2= 2.8466184031E+01 e3= 4.8222585879E+01  
-----  
xv=-7.0000000000E+00 xc= 2.9105014806E+00 f= 4.2310431934E+01  
e1= 5.3000000000E+01 e2= 2.9917563241E+01 e3= 4.7771206669E+01  
-----  
xv=-8.0000000000E+00 xc= 3.3750446338E+00 f= 4.3531454550E+01  
e1= 5.2000000000E+01 e2= 3.1382106394E+01 e3= 4.7306663516E+01  
-----  
xv=-9.0000000000E+00 xc= 3.8532972593E+00 f= 4.4803943572E+01  
e1= 5.1000000000E+01 e2= 3.2860359019E+01 e3= 4.6828410891E+01  
-----  
xv=-1.0000000000E+01 xc= 4.3458341395E+00 f= 4.6130745397E+01  
e1= 5.0000000000E+01 e2= 3.4352895900E+01 e3= 4.6335874011E+01  
-----  
xv=-1.1000000000E+01 xc= 4.8532612447E+00 f= 4.7514901579E+01  
e1= 4.9000000000E+01 e2= 3.5860323005E+01 e3= 4.5828446905E+01  
-----  
xv=-1.2000000000E+01 xc= 5.3762178199E+00 f= 4.8959664858E+01  
e1= 4.8000000000E+01 e2= 3.7383279580E+01 e3= 4.5305490330E+01  
-----  
xv=-1.3000000000E+01 xc= 5.9153786385E+00 f= 5.0468516710E+01  
e1= 4.7000000000E+01 e2= 3.8922440399E+01 e3= 4.4766329511E+01  
-----  
xv=-1.4000000000E+01 xc= 6.4714564399E+00 f= 5.2045186615E+01  
e1= 4.6000000000E+01 e2= 4.0478518200E+01 e3= 4.4210251710E+01  
-----  
xv=-1.5000000000E+01 xc= 7.0452045658E+00 f= 5.3693673221E+01  
e1= 4.5000000000E+01 e2= 4.2052266326E+01 e3= 4.3636503584E+01  
-----  
xv=-1.6000000000E+01 xc= 7.6374198173E+00 f= 5.5418267613E+01  
e1= 4.4000000000E+01 e2= 4.3644481577E+01 e3= 4.3044288333E+01  
-----  
xv=-1.7000000000E+01 xc= 8.2489455525E+00 f= 5.7223578949E+01  
e1= 4.3000000000E+01 e2= 4.5256007312E+01 e3= 4.2432762598E+01  
-----  
xv=-1.8000000000E+01 xc= 8.8806750481E+00 f= 5.9114562718E+01  
e1= 4.2000000000E+01 e2= 4.6887736808E+01 e3= 4.1801033102E+01  
-----  
xv=-1.9000000000E+01 xc= 9.5335551516E+00 f= 6.1096551933E+01  
e1= 4.1000000000E+01 e2= 4.8540616912E+01 e3= 4.1148152998E+01  
-----  
xv=-2.0000000000E+01 xc= 1.0208590249E+01 f= 6.3175291609E+01  
e1= 4.0000000000E+01 e2= 5.0215652009E+01 e3= 4.0473117901E+01  
-----  
xv=-2.1000000000E+01 xc= 1.0906846557E+01 f= 6.5356976886E+01  
e1= 3.9000000000E+01 e2= 5.1913908317E+01 e3= 3.9774861593E+01  
-----  
xv=-2.2000000000E+01 xc= 1.1629456595E+01 f= 6.7648294885E+01  
e1= 3.8000000000E+01 e2= 5.3636518355E+01 e3= 3.9052251555E+01  
-----
```

xv=-2.3000000000E+01 xc= 1.2377691665E+01 f= 7.0056595685E+01  
e1= 3.7000000000E+01 e2= 5.5384753425E+01 e3= 3.8304016485E+01

xv=-2.4000000000E+01 xc= 1.3152639888E+01 f= 7.2589341385E+01  
e1= 3.6000000000E+01 e2= 5.7159701648E+01 e3= 3.7529068262E+01

xv=-2.5000000000E+01 xc= 1.3955856453E+01 f= 7.5255350194E+01  
e1= 3.5000000000E+01 e2= 5.8962918213E+01 e3= 3.6725851697E+01

xv=-2.6000000000E+01 xc= 1.4788736068E+01 f= 7.8063693451E+01  
e1= 3.4000000000E+01 e2= 6.0795797828E+01 e3= 3.5892972082E+01

xv=-2.7000000000E+01 xc= 1.5652832125E+01 f= 8.1024342119E+01  
e1= 3.3000000000E+01 e2= 6.2659893885E+01 e3= 3.5028876025E+01

xv=-2.8000000000E+01 xc= 1.6549804218E+01 f= 8.4148136309E+01  
e1= 3.2000000000E+01 e2= 6.4556865978E+01 e3= 3.4131903932E+01

xv=-2.9000000000E+01 xc= 1.7481426900E+01 f= 8.7446875858E+01  
e1= 3.1000000000E+01 e2= 6.6488488660E+01 e3= 3.3200281250E+01

xv=-3.0000000000E+01 xc= 1.8449599556E+01 f= 9.0933422480E+01

Inaltilmile Rpp si Ro

F hfp=-3.2905853694E+01 hf= 8.0514113697E+00

V hvp=-3.6230761868E+01 hv= 1.0611252591E+01

C hcp=-6.0614912846E+00 hc= 5.3944617102E+00

R hrp= 3.0044490831E+00 hr= 7.5116281171E+00

e1= 3.0000000000E+01 e2= 6.8456661316E+01 e3= 3.2232108594E+01

ND= 5.6470485921E+00 IL=-1.9154519079E+00 sigma= 1.3382053493E+01

zpi= 1.3831647950E+02 dpi= 1.6102822739E+01

zpe=-1.3682466093E+01 dpe= 1.7446197328E+01

PUPILE

fzpi= 1.3831647950E+02 fdpi= 1.6102822739E+01

fzd = -2.9690312004E+02 fdd = -3.4565500293E+01

fzpe=-2.9690312004E+02 fdpe=-3.4565500293E+01

vzpi=-3.2690312004E+02 vdpi=-3.4565500293E+01

vzd = 8.2210704682E+01 vdd = 8.6926491752E+00

vzpe= 8.2210704682E+01 vdpe= 8.6926491752E+00

czpi= 1.3754043366E+01 cdpi= 8.6926491752E+00

czd = -2.1550400444E+01 cdd = 1.3620000000E+01

czpe=-2.1550400444E+01 cdpe= 1.3620000000E+01

rzpi=-1.0681708150E+01 rdpi= 1.3620000000E+01

rzd = -1.0681708150E+01 rdd = 1.3620000000E+01

rzpe=-1.3682466093E+01 rdpe= 1.7446197328E+01

xv=-3.1000000000E+01 xc= 1.9456357333E+01 f= 9.4621814759E+01  
e1= 2.9000000000E+01 e2= 7.0463419093E+01 e3= 3.1225350817E+01

xv=-3.2000000000E+01 xc= 2.0503883241E+01 f= 9.8527397813E+01  
e1= 2.8000000000E+01 e2= 7.2510945001E+01 e3= 3.0177824909E+01

xv=-3.3000000000E+01 xc= 2.1594521558E+01 f= 1.0266696977E+02  
e1= 2.7000000000E+01 e2= 7.4601583318E+01 e3= 2.9087186592E+01

xv=-3.4000000000E+01 xc= 2.2730792710E+01 f= 1.0705894760E+02  
e1= 2.6000000000E+01 e2= 7.6737854470E+01 e3= 2.7950915440E+01



xv=-3.5000000000E+01 xc= 2.3915409821E+01 f= 1.1172355520E+02  
 e1= 2.5000000000E+01 e2= 7.8922471581E+01 e3= 2.6766298329E+01

xv=-3.6000000000E+01 xc= 2.5151297144E+01 f= 1.1668303729E+02  
 e1= 2.4000000000E+01 e2= 8.1158358904E+01 e3= 2.5530411006E+01

xv=-3.7000000000E+01 xc= 2.6441610639E+01 f= 1.2196190315E+02  
 e1= 2.3000000000E+01 e2= 8.3448672399E+01 e3= 2.4240097511E+01

xv=-3.8000000000E+01 xc= 2.7789760992E+01 f= 1.2758720502E+02  
 e1= 2.2000000000E+01 e2= 8.5796822752E+01 e3= 2.2891947158E+01

xv=-3.9000000000E+01 xc= 2.9199439407E+01 f= 1.3358885689E+02  
 e1= 2.1000000000E+01 e2= 8.8206501167E+01 e3= 2.1482268743E+01

xv=-4.0000000000E+01 xc= 3.0674646590E+01 f= 1.4000000060E+02

Inaltime Rpp si Ro

F hfp=-3.0921674251E+01 hf= 1.2395855845E+01

V hvp=-3.4385298158E+01 hv= 1.5023256294E+01

C hcp=-2.6229465464E+00 hc= 6.1974640589E+00

R hrp= 3.0044490831E+00 hr= 7.5116281171E+00

e1= 2.0000000000E+01 e2= 9.0681708350E+01 e3= 2.0007061560E+01

ND= 5.6470485921E+00 IL=-1.9154519079E+00 sigma= 8.7840741145E+00

zpi= 2.0010975735E+02 dpi= 2.4791711690E+01

zpe=-1.3682466093E+01 dpe= 1.7446197328E+01

PUPILE

fzpi= 2.0010975735E+02 fdpi= 2.4791711690E+01

fzd =-1.7855099218E+02 fdd =-2.2120784007E+01

fzpe=-1.7855099218E+02 fdpe=-2.2120784007E+01

vzpi=-1.9855099218E+02 vdpi=-2.2120784007E+01

vzd = 9.8170236802E+01 vdd = 1.0937253853E+01

vzpe= 9.8170236802E+01 vdpe= 1.0937253853E+01

czpi= 7.4885284518E+00 cdpi= 1.0937253853E+01

czd =-9.3253534098E+00 cdd = 1.3620000000E+01

czpe=-9.3253534098E+00 cdpe= 1.3620000000E+01

rzpi=-1.0681708150E+01 rdpi= 1.3620000000E+01

rzd =-1.0681708150E+01 rdd = 1.3620000000E+01

rzpe=-1.3682466093E+01 rdpe= 1.7446197328E+01

### 6.3.1.2. Formarea sistemului hibrid

Sistemul hibrid se calculează în configurația W, folosind metoda de proiectare adaptivă.

#### Calculul focatorului $f_f = -9.435833E 02$

Pentru focator se alege forma N–N–N cu distribuția de puteri  $N(0.33\phi_f) - N(0.33\phi_f) - N(0.33\phi_f)$ , factorii de formă  $(-1.5, 0, 0)$  și sticlele (BaSF51, LaSF3, SF59). După calculul lentilelor, poziționarea relativă și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R1= 8.636049E 02	d1= 4.215382E 00	BaSF51
R2= 1.727209E 02	d2= 1.056552E 01	AER
R3=-4.842693E 02	d3= 4.234466E 00	LaSF3
R4= 4.842693E 02	d4= 4.028911E 00	AER
R5=-5.441381E 02	d5= 4.036200E 00	SF59
R6= 5.441381E 02		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$f =$	9.435830E 01	$f' =$	-9.435830E 01
$s_F =$	1.067504E 02	$s'_F =$	-1.029024E 02
$s_H =$	1.239210E 01	$s'_H =$	-8.544100E 00

#### Calculul variatorului $f_v = 6.569060E 01$

Pentru variator se alege forma P–P–P cu distribuția de puteri  $P(0.33\phi_v) - N(0.33\phi_v) - N(0.33\phi_v)$ , factorii de formă  $(-1.5, 0, 1.5)$  și sticlele (SF59, LaK33, SF59). După calculul lentilelor, poziționarea relativă și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R7= -7.426278E 02	d7= 8.267654E 00	SF59
R8= -1.485254E 02	d8= 9.823887E-01	AER
R9= 2.899560E 02	d9= 9.180022E 00	LaK33
R10=-2.899560E 02	d10= 9.823887E-01	AER
R11= 1.485254E 02	d11= 8.267654E 00	SF59
R12= 7.426278E 02		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$$\begin{array}{ll} f = -6.569057E 01 & f' = 6.569057E 01 \\ s_F = -5.783304E 01 & s'_F = 5.783304E 01 \\ s_H = 7.857530E 00 & s'_H = -7.857530E 00 \end{array}$$

### Calculul compensatorului $f_C = -3.801841E 01$

Pentru compensator se alege forma N–N cu distribuția de puteri  $N(0.5\phi_C) - N(0.5\phi_C)$ , factorii de formă (-2.0) și sticlele (SF57, F2). După calculul lentilelor, poziționarea relativă la 8mm și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă, se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R13= 1.270455E 02	d13= 2.216030E 00	SF57
R14= 4.234853E 01	d14= 8.964953E 00	AER
R15=-1.060940E 02	d15= 2.250335E 00	F2
R16= 1.060940E 02		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$$\begin{array}{ll} f = 3.801841E 01 & f' = -3.801841E 01 \\ s_F = 4.387796E 01 & s'_F = -4.324068E 01 \\ s_H = 5.859550E 00 & s'_H = -5.222270E 00 \end{array}$$

### Calculul releului $f_R = 4.870506E 01$

Releul se alege sub forma unui triplet Steinheil NPN cu distribuția de puteri  $N(0.2\phi_R)P(1.4\phi_R)N(0.2\phi_R)$  factorii de formă (-7.6217, 0, 7.6217) și sticlele (BaSF51, PSK53A, BaSF51). După calculul lentilelor, poziționarea relativă și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R17= 5.372065E 01	d17= 4.036643E 00	BaSF51
R18= 4.125892E 01	d18= 1.131211E 01	PSK53A
R19=-4.125892E 01	d19= 4.036643E 00	BaSF51
R20=-5.372065E 01		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$$\begin{array}{ll} f = -4.870507E 01 & f' = 4.870507E 01 \\ s_F = -4.241035E 01 & s'_F = 4.241035E 01 \\ s_H = 6.294716E 00 & s'_H = -6.294716E 00 \end{array}$$

Distanțele dintre module se calculează cu relația 2.147:

$$d_6 = 4.359837E 01, \quad d_{12} = 6.289981E 00, \quad d_{16} = 3.916447E 01$$

### 6.3.1.3. Analiza sistemului hibrid

DATE OPTICE

-----  
SISTEM:Hibrid  
-----

LUP: d 587.5 nm  
 zpg= 7.854248E+01  
 zima= 7.854248E+01  
 ZD = 1.502447E+02 DD = 1.362000E+01 N = 5.504731E+00 in configuratia 1

S	R	EPS	FOR	POZ	D	MEDIUL
OBI					-1.000000E+30	AER
1	8.636049E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.215382E+00	BaSF51
2	1.727209E+02	0.000000E+00	S	FOC	1.056552E+01	AER
3	-4.842693E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.234466E+00	LaSF3
4	4.842693E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.028911E+00	AER
5	-5.441381E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.036200E+00	SF59
6	5.441381E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.359837E+01	AER
7	-7.426278E+02	0.000000E+00	S	VAR	8.267654E+00	SF59
8	-1.485254E+02	0.000000E+00	S	VAR	9.823887E-01	AER
9	2.899560E+02	0.000000E+00	S	VAR	9.180022E+00	LaK33
10	-2.899560E+02	0.000000E+00	S	VAR	9.823887E-01	AER
11	1.485254E+02	0.000000E+00	S	VAR	8.267654E+00	SF59
12	7.426278E+02	0.000000E+00	S	VAR	6.289981E+00	AER
13	1.270455E+02	0.000000E+00	S	COM	2.216030E+00	SF57
14	4.234853E+01	0.000000E+00	S	COM	8.964953E+00	AER
15	-1.060940E+02	0.000000E+00	S	COM	2.250335E+00	F2
16	1.060940E+02	0.000000E+00	S	COM	3.916447E+01	AER
17	5.372065E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.036643E+00	BaSF51
18	4.125892E+01	0.000000E+00	S	FIX	1.131211E+01	PSK53A
19	-4.125892E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.036643E+00	BaSF51
20	-5.372065E+01	0.000000E+00	S	FIX	7.854248E+01	AER
IMA						

SISTEMUL IN 10 CONFIGURATII

Config.	D6	D12	D16	Focala
1	4.359837E+01	6.289981E+00	3.916447E+01	3.500015E+01
2	3.299836E+01	2.153851E+01	3.451593E+01	4.695445E+01
3	2.579836E+01	3.284295E+01	3.041149E+01	5.873000E+01
4	2.039836E+01	4.205996E+01	2.659448E+01	7.062649E+01
5	1.599836E+01	5.007634E+01	2.297810E+01	8.287741E+01
6	1.259836E+01	5.674593E+01	1.970851E+01	9.462128E+01
7	9.798369E+00	6.258940E+01	1.666505E+01	1.061590E+02
8	7.398369E+00	6.789456E+01	1.375988E+01	1.177120E+02
9	5.198369E+00	7.303571E+01	1.081873E+01	1.299406E+02
10	3.398369E+00	7.746762E+01	8.186829E+00	1.413342E+02

Schema optică în configurațiile extreme

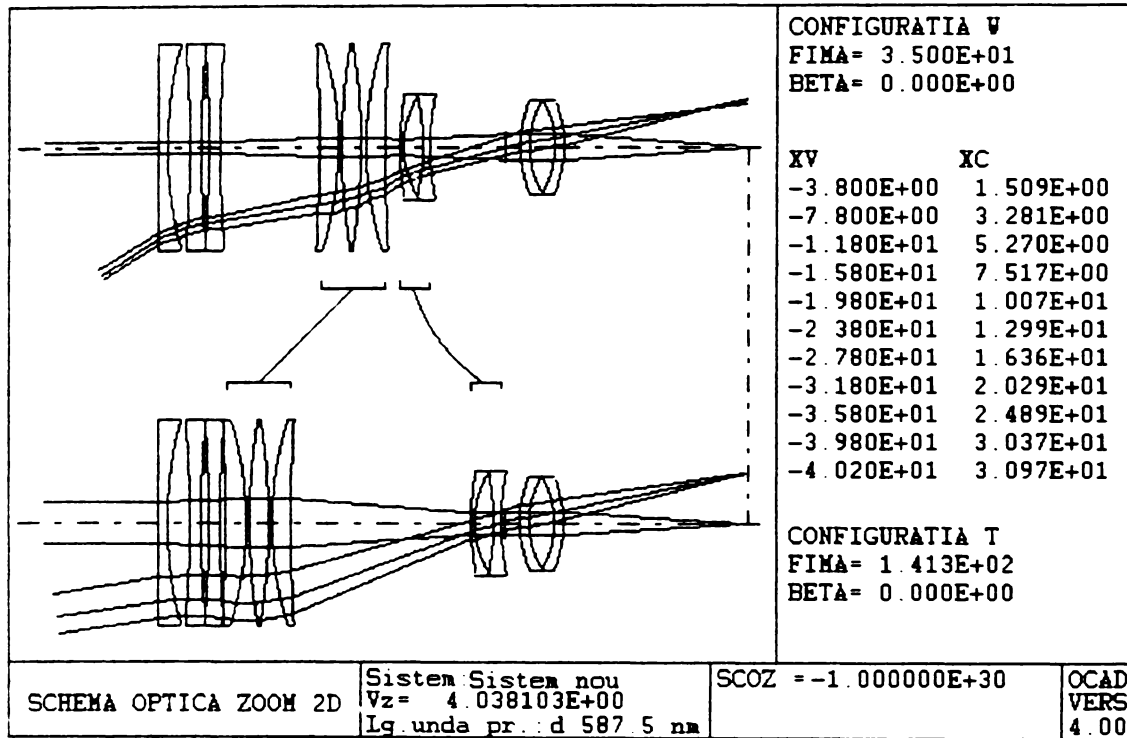
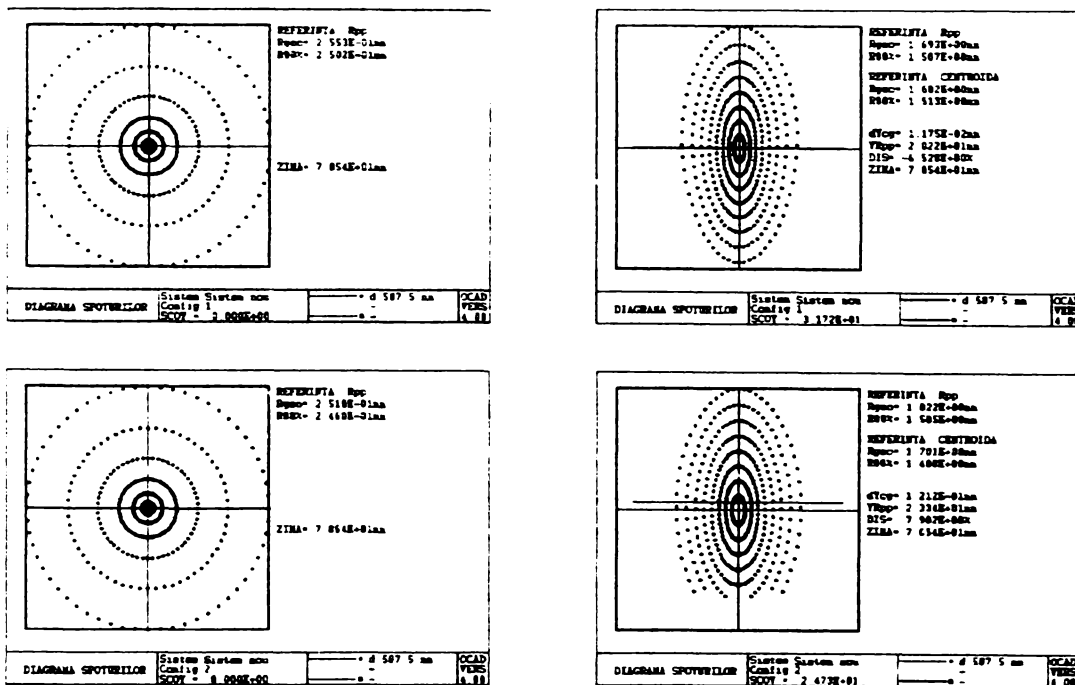
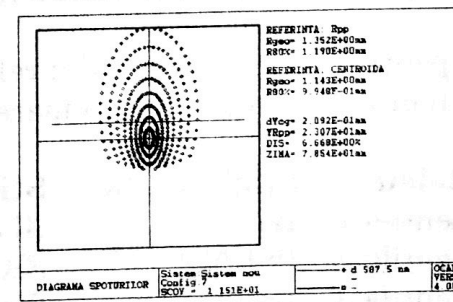
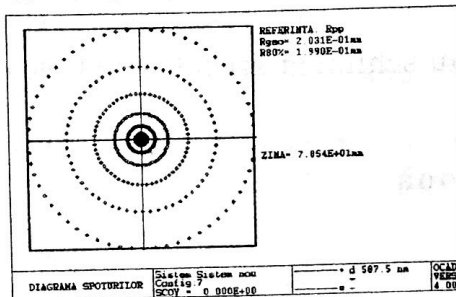
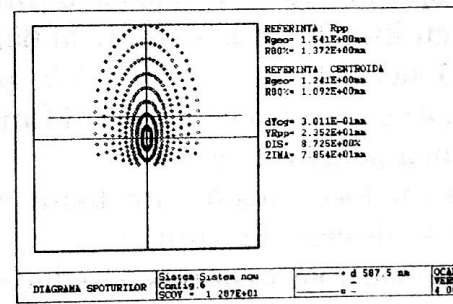
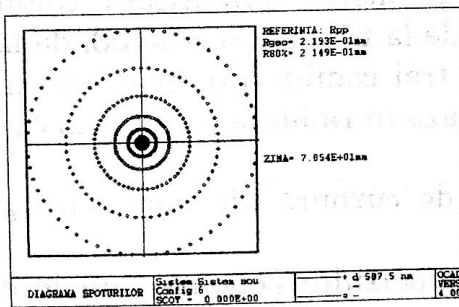
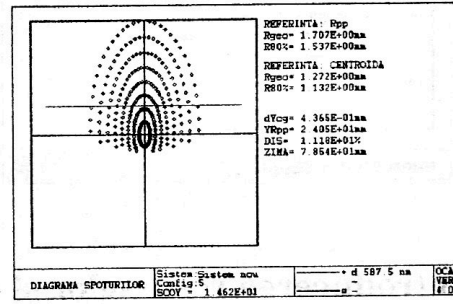
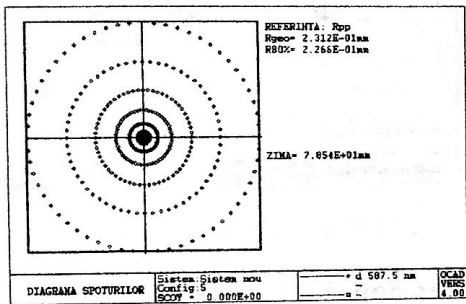
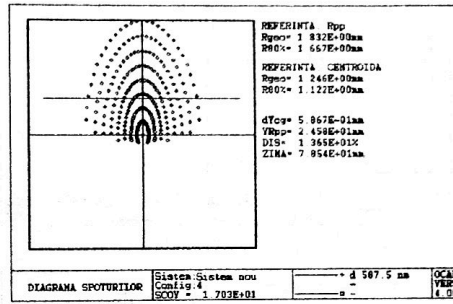
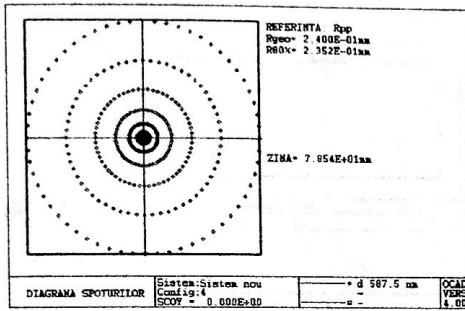
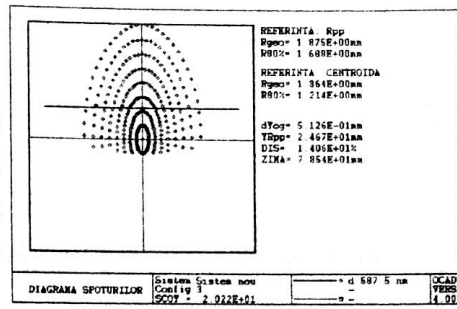
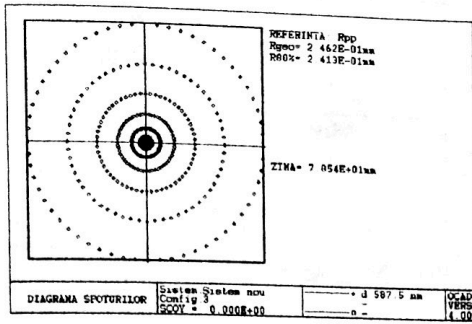
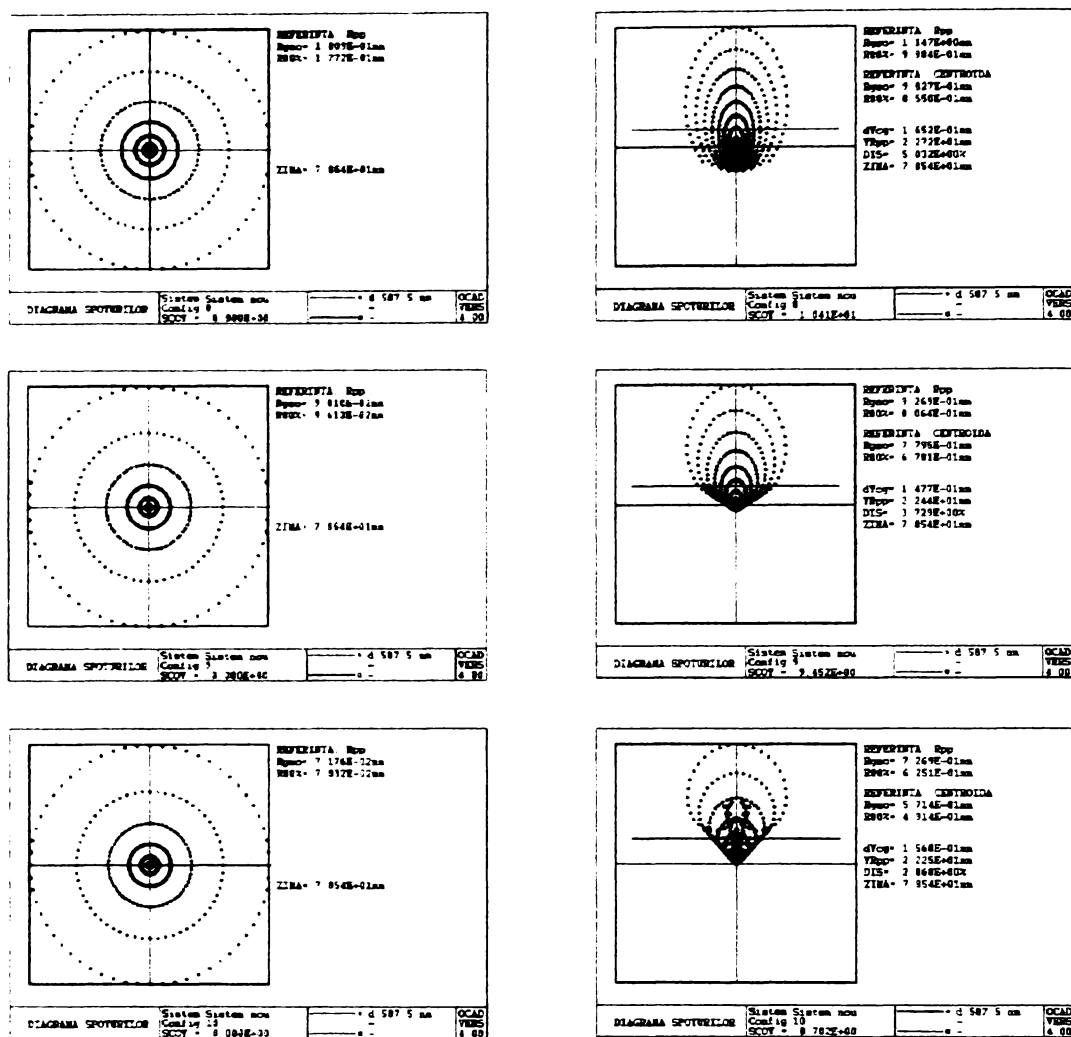


Diagrama spoturilor în cele 10 configurații







### 6.3.1.4. Introducerea resurselor și optimizarea

La optimizare s-a folosit o funcție de merit simplificată compusă din funcțiile cu indicii: de la 65k-61 la 65k-59, de la 65k-46 la 65k-38, de la 65k-19 la 65k-11 descrise în capitolul 5.2, pentru trei configurații selectate în tabelul 6.3. Deci, se consideră că sistemul funcționează în radiație monocromatică și că distorsiunea poate fi neglijată.

Variabile au fost considerate toate razele de curbură ale dioptrilor, grosimile lentilelor și abscisa imaginii.

Prin optimizare se urmărește reducerea diametrului petei de difuzie din jurul razei pupilare principale.

În timpul optimizării a fost necesară introducerea următoarelor resurse:

1. pentru lentilele modului releu s-au schimbat sticlele cu sticle cu indicele de refracție mai mare:

Releu	Sticla veche	Sticla nouă
Lentila 1	BaSF51	SF57
Lentila 2	PSK53A	SK55
Lentila 3	BaSF51	SF10

2. între lentilele 2 și 3 ale releului s-a introdus un interstitiu de aer.

## 6.3.1.5. Sistemul final

## DATE OPTICE

-----  
 SISTEM: 09nnp359  
 -----

LUP: d 587.5 nm  
 zpg= 7.740539E+01  
 zima= 7.680348E+01  
 ZD = 1.558366E+02 DD = 1.362000E+01 N = 5.604427E+00 in configuratia 1  
 -----

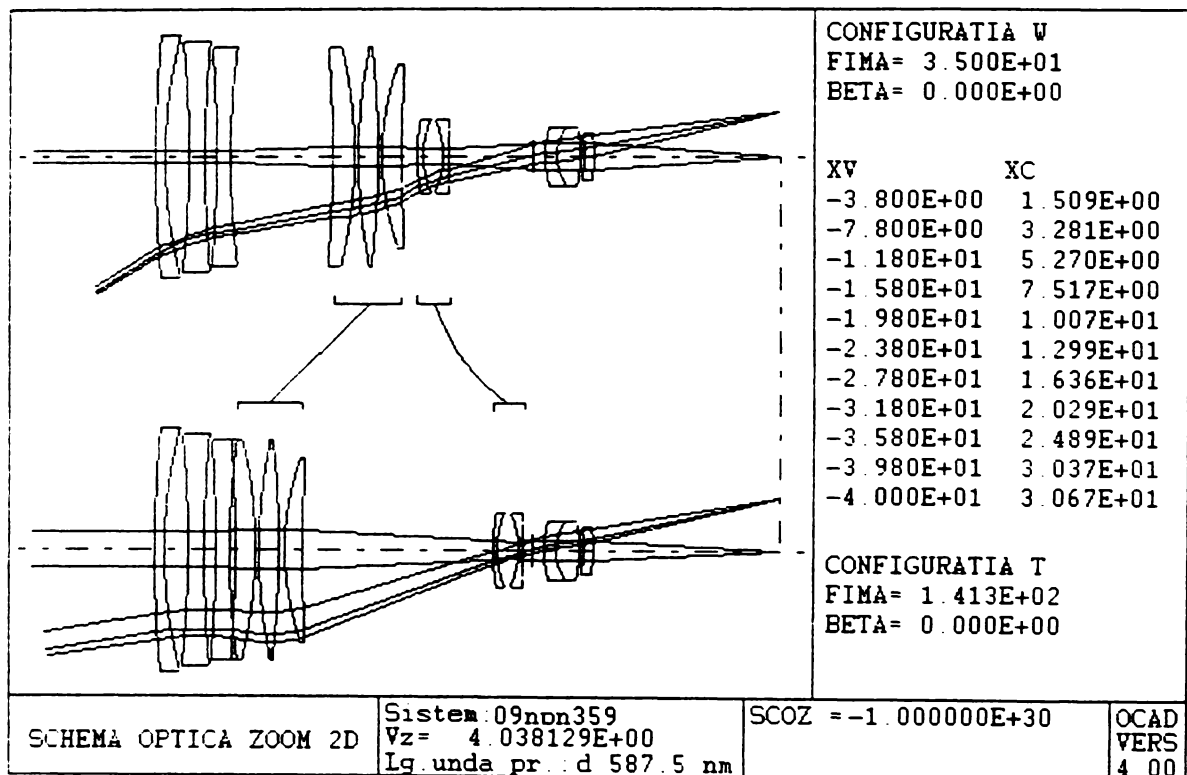
S	R	EPS	FOR	POZ	D	MEDIU
OB1					-1.000000E+30	AER
1	5.374298E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.211994E+00	BaSF51
2	2.022163E+02	0.000000E+00	S	FOC	1.069819E+01	AER
3	-4.455613E+02	0.000000E+00	S	FOC	5.000000E+00	LaSF3
4	5.071114E+02	0.000000E+00	S	FOC	6.000000E+00	AER
5	-5.565230E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.512532E+00	SF59
6	3.374241E+02	0.000000E+00	S	FOC	4.350696E+01	AER
7	-5.237432E+02	0.000000E+00	S	VAR	8.338311E+00	SF59
8	-1.922582E+02	0.000000E+00	S	VAR	9.601787E-01	AER
9	2.263089E+02	0.000000E+00	S	VAR	9.214842E+00	LaK33
10	-3.948481E+02	0.000000E+00	S	VAR	1.016600E+00	AER
11	1.105365E+02	0.000000E+00	S	VAR	7.889379E+00	SF59
12	5.913954E+02	0.000000E+00	S	VAR	6.741049E+00	AER
13	8.513615E+01	0.000000E+00	S	COM	2.239441E+00	SF57
14	3.962928E+01	0.000000E+00	S	COM	9.063280E+00	AER
15	-3.415714E+01	0.000000E+00	S	COM	2.240356E+00	F2
16	-1.516091E+02	0.000000E+00	S	COM	3.920357E+01	AER
17	4.234499E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.129642E+00	SF57
18	2.067284E+01	0.000000E+00	S	FIX	1.122249E+01	SK55
19	-5.189657E+01	0.000000E+00	S	FIX	1.150005E+00	AER
20	-5.102956E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.117904E+00	SF10
21	-4.851216E+01	0.000000E+00	S	FIX	7.680348E+01	AER
IMA						

-----

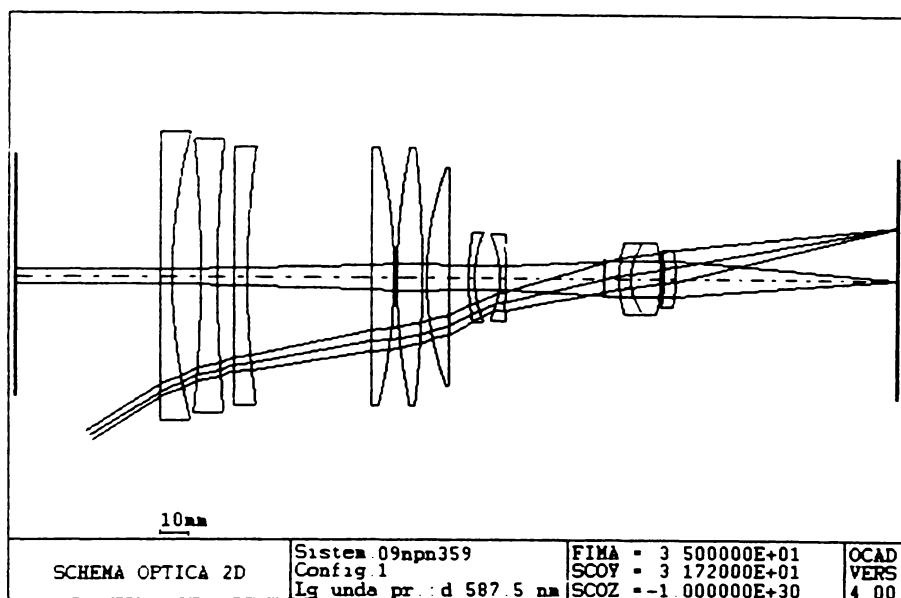


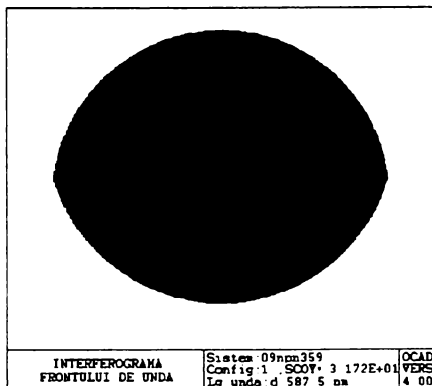
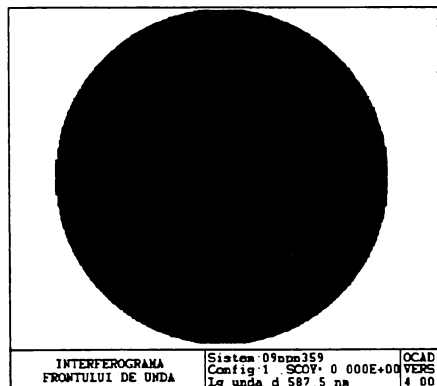
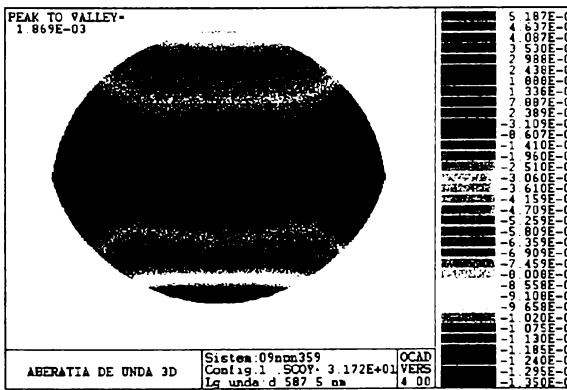
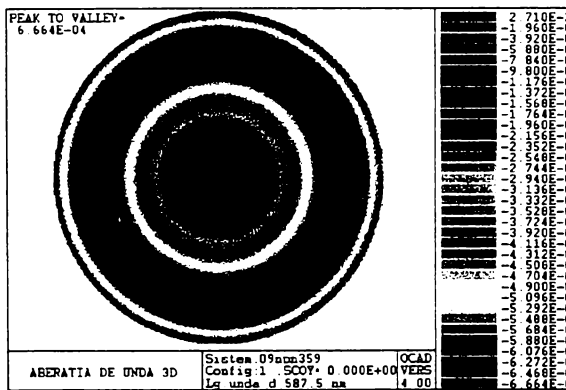
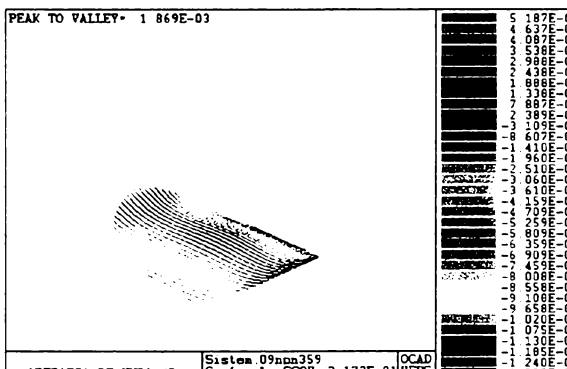
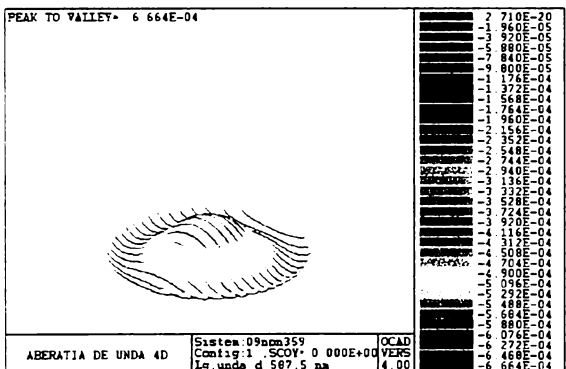
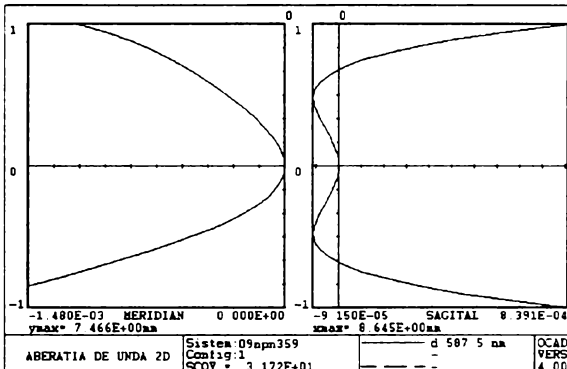
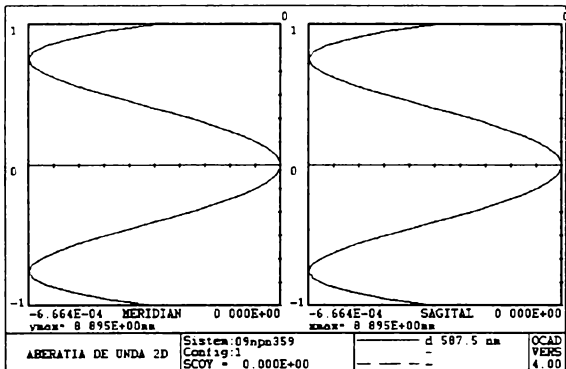
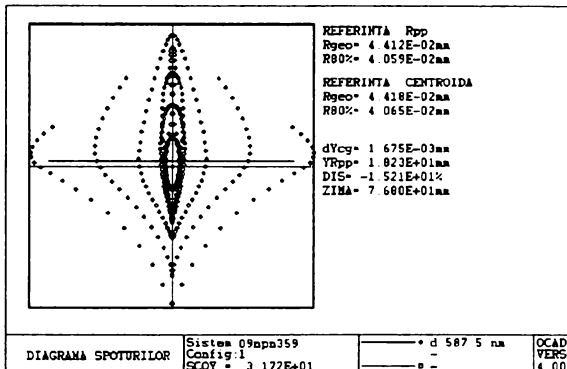
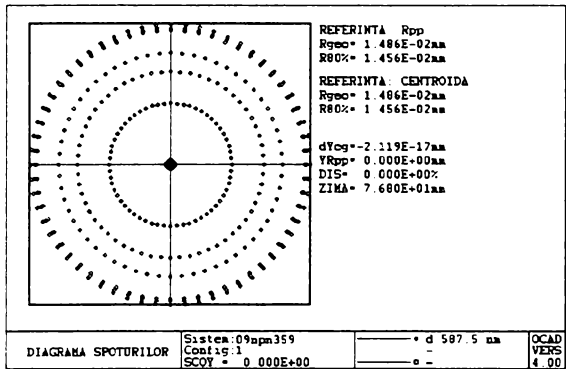
## SISTEMUL IN 10 CONFIGURATII

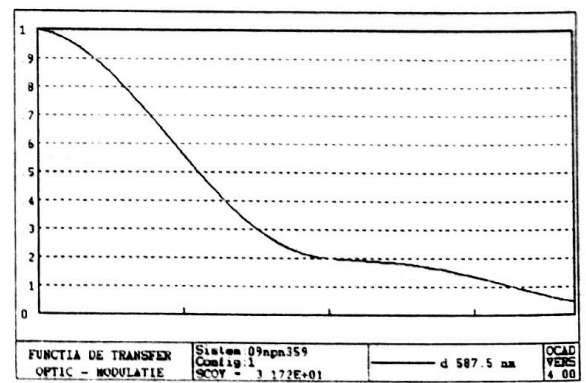
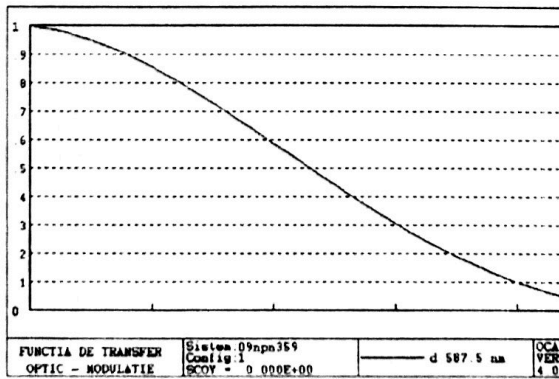
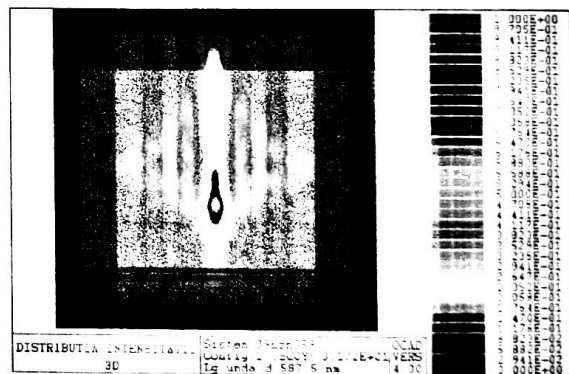
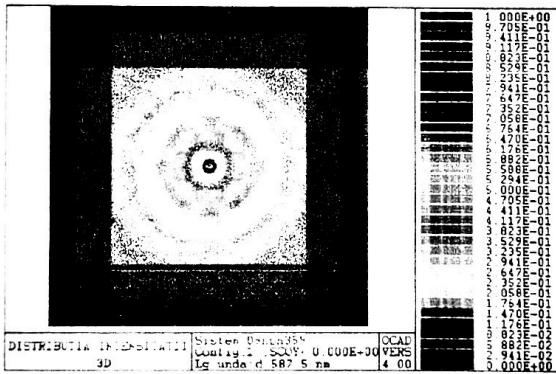
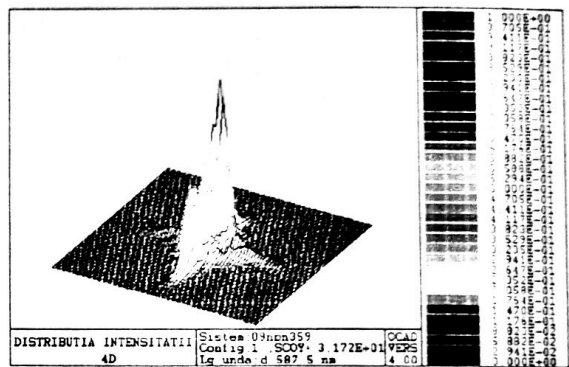
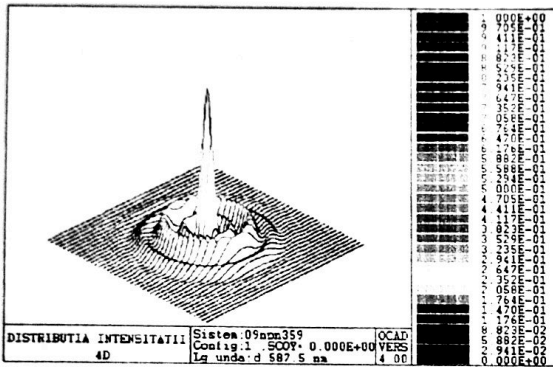
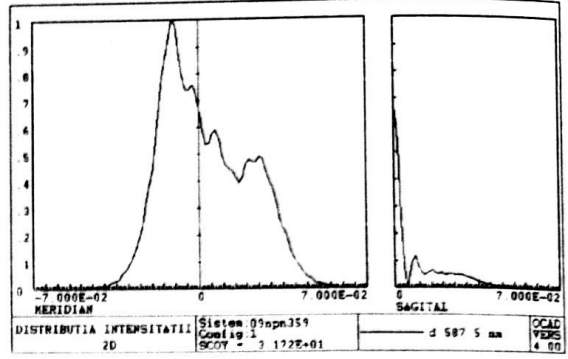
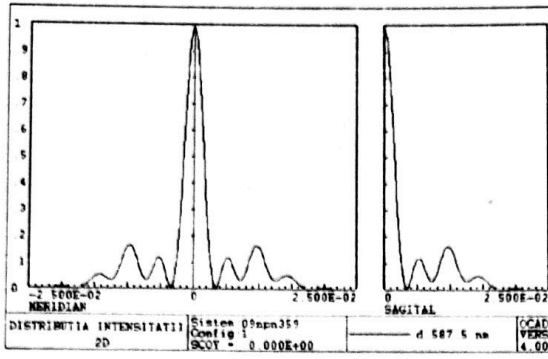
Config.	D6	D12	D16	Focala
1	4.350696E+01	6.741049E+00	3.920357E+01	3.500000E+01
2	3.310695E+01	2.168802E+01	3.465659E+01	4.667734E+01
3	2.590695E+01	3.296653E+01	3.057808E+01	5.834754E+01
4	2.050695E+01	4.212456E+01	2.682004E+01	7.006734E+01
5	1.610695E+01	5.014866E+01	2.319595E+01	8.225373E+01
6	1.270695E+01	5.679288E+01	1.995172E+01	9.386734E+01
7	9.906959E+00	6.261170E+01	1.693290E+01	1.052706E+02
8	7.506959E+00	6.789236E+01	1.405225E+01	1.166831E+02
9	5.306959E+00	7.300771E+01	1.113689E+01	1.287565E+02
10	3.506959E+00	7.741571E+01	8.528903E+00	1.400000E+02

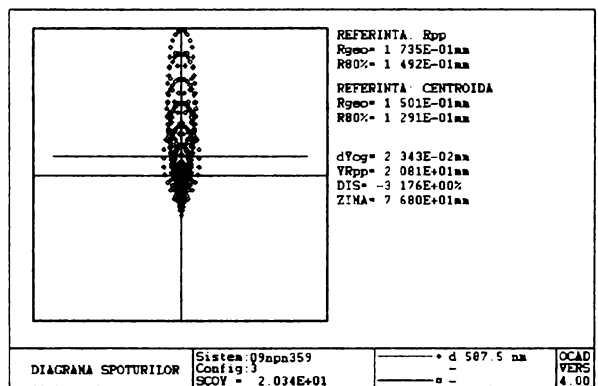
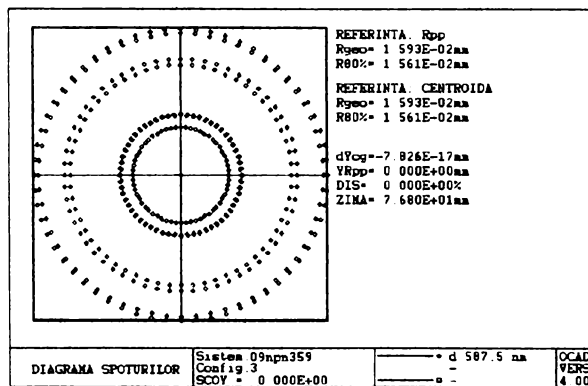
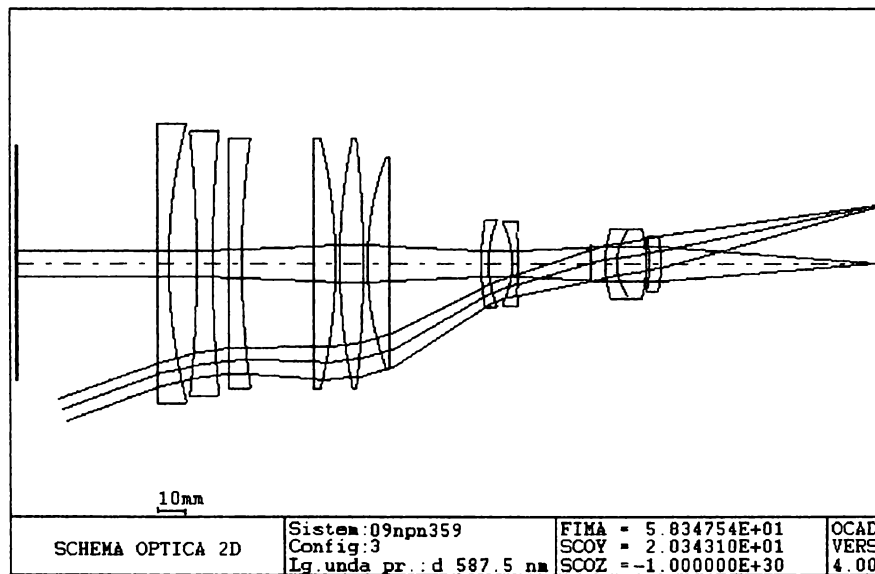
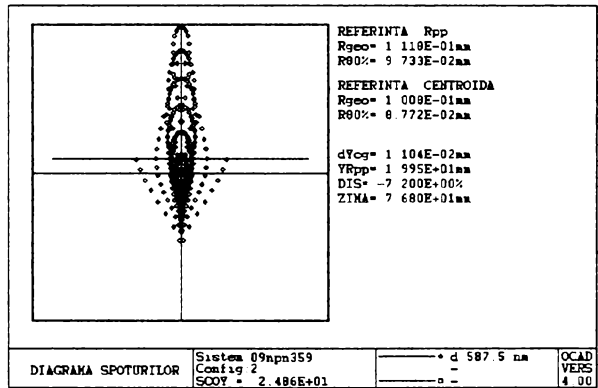
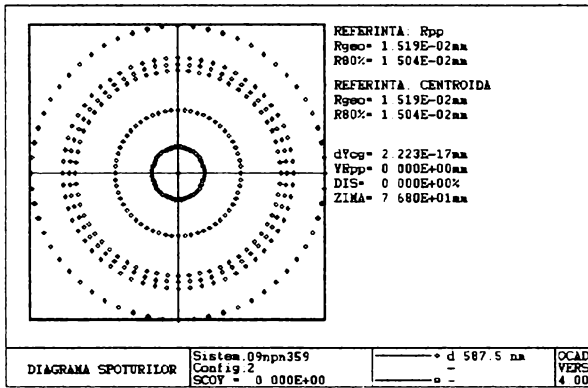
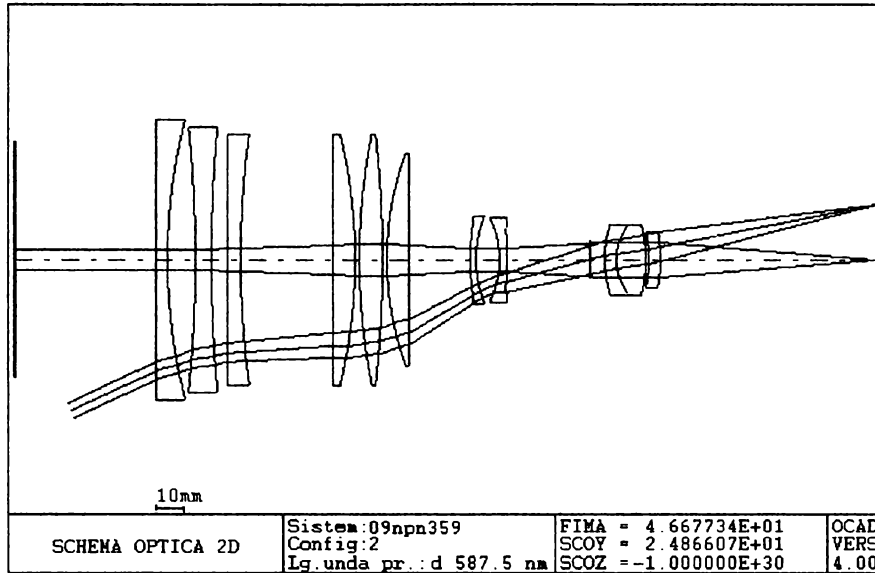


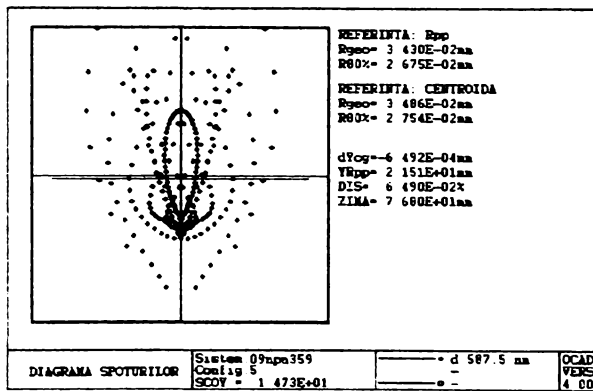
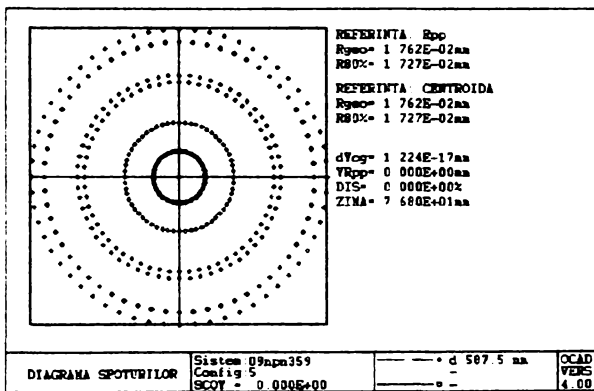
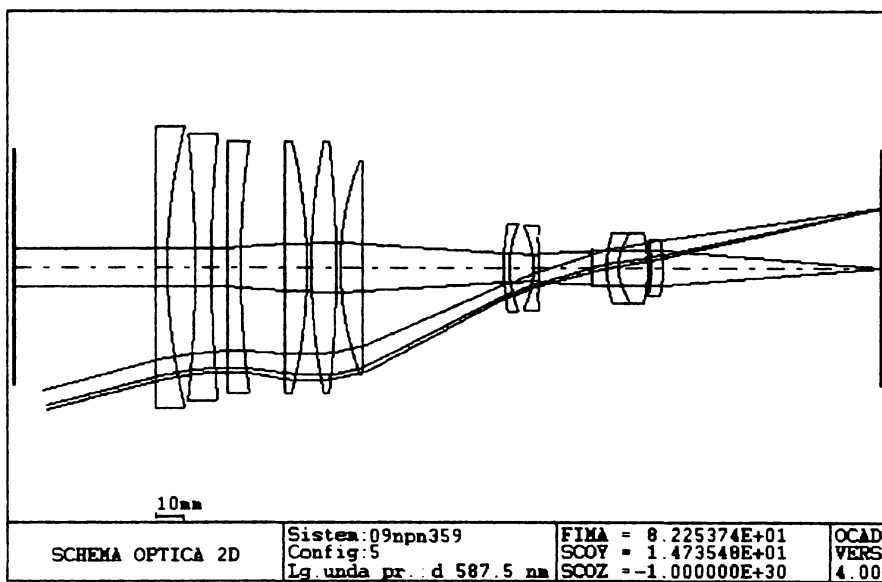
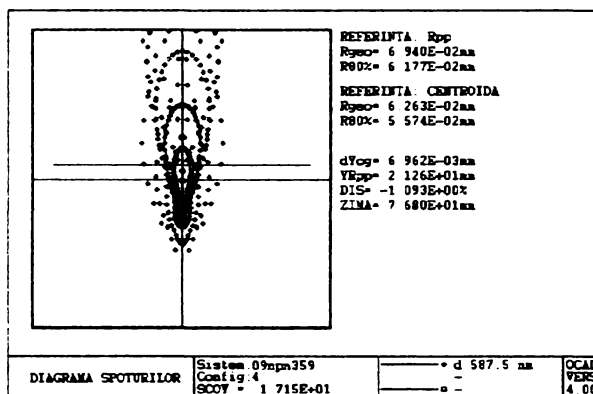
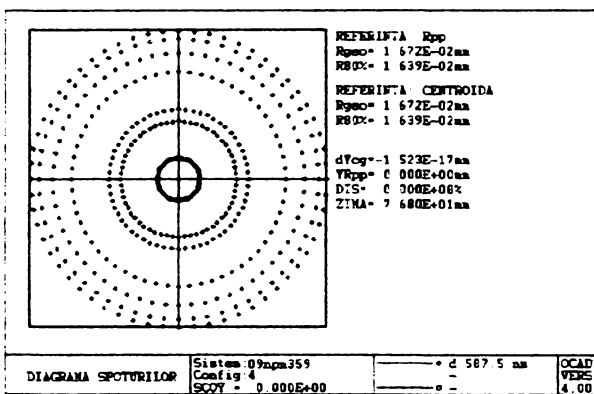
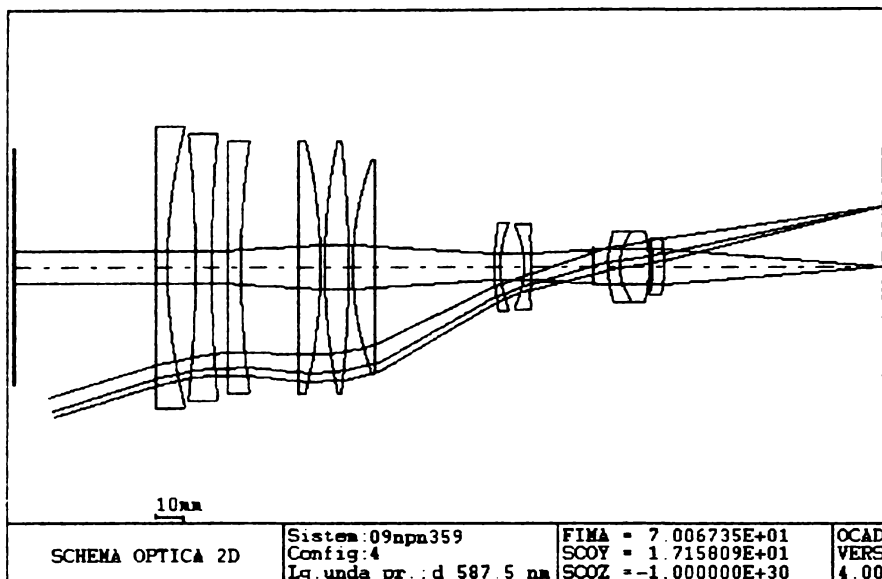
## 6.3.1.6. Analiza sistemului final

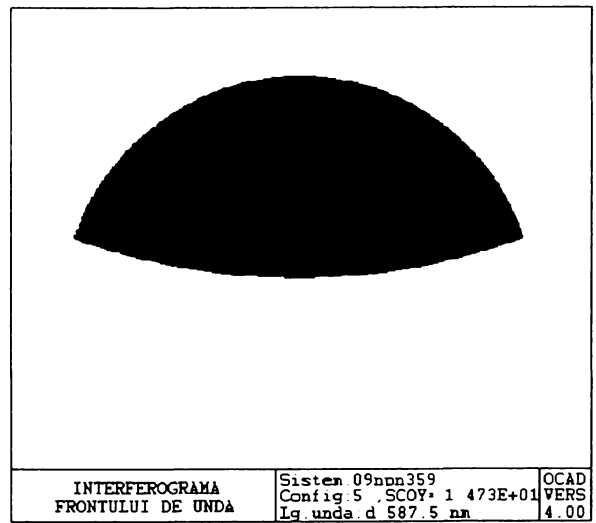
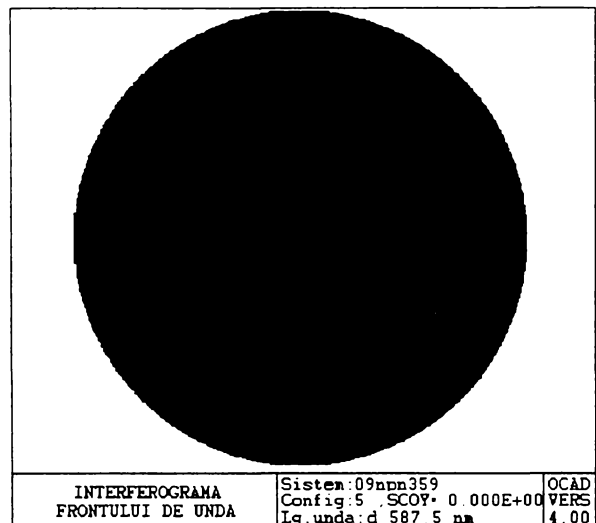
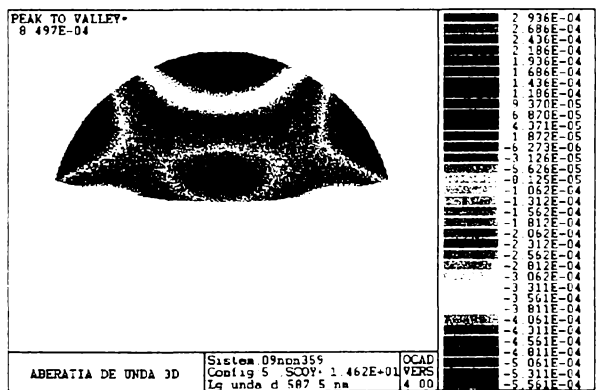
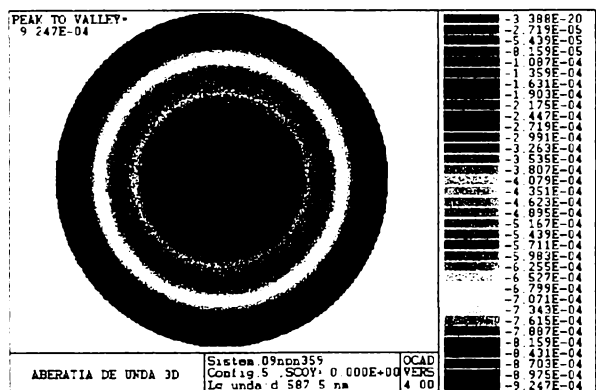
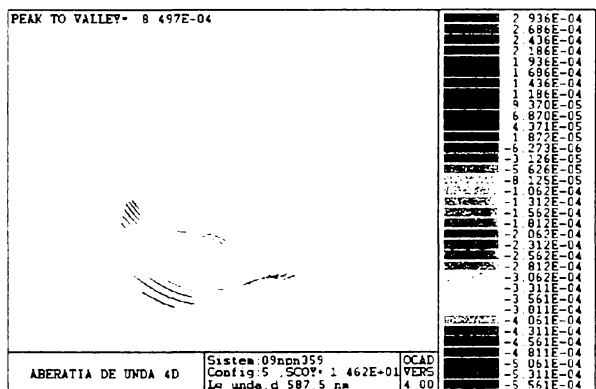
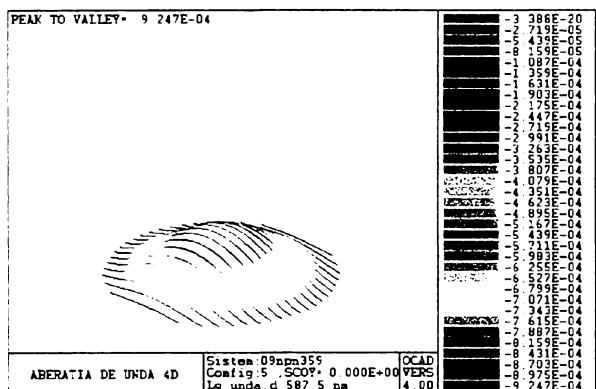
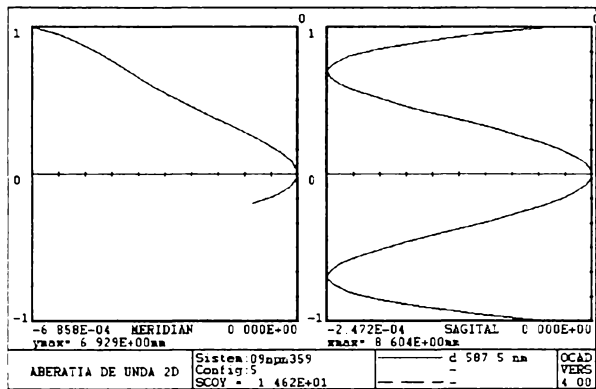
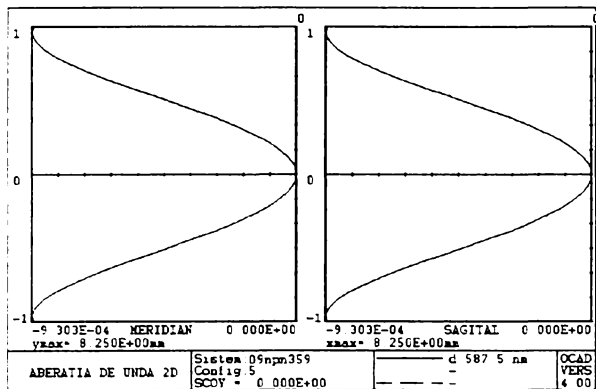


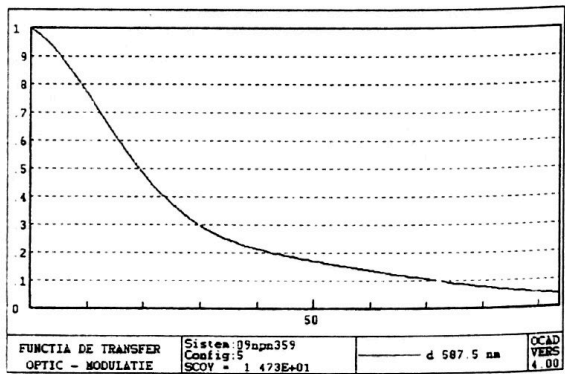
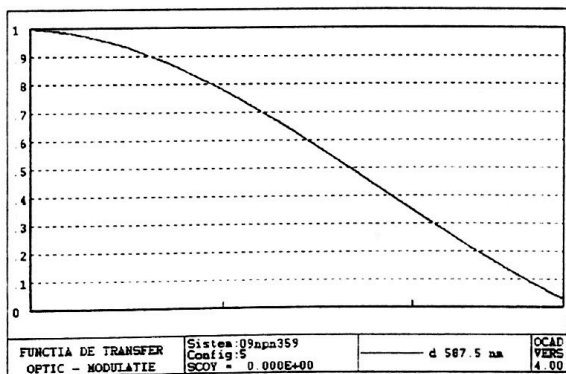
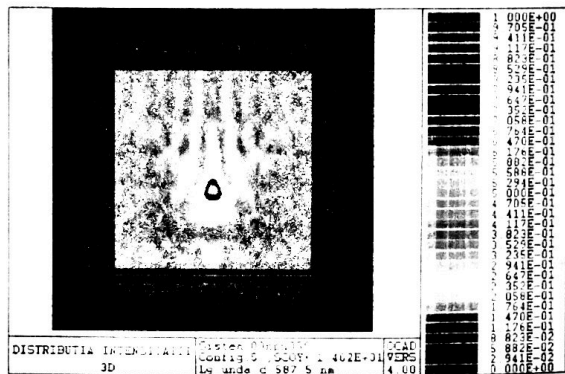
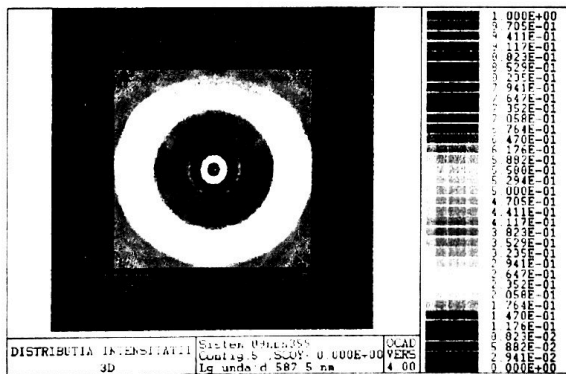
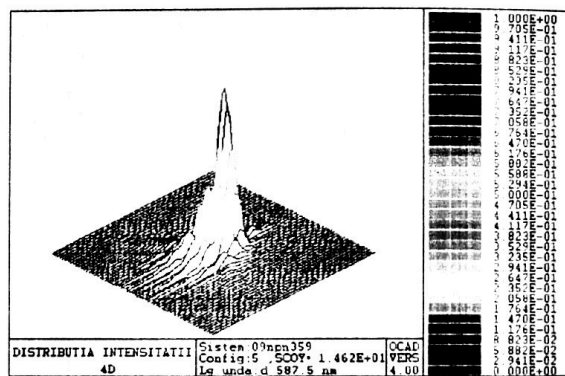
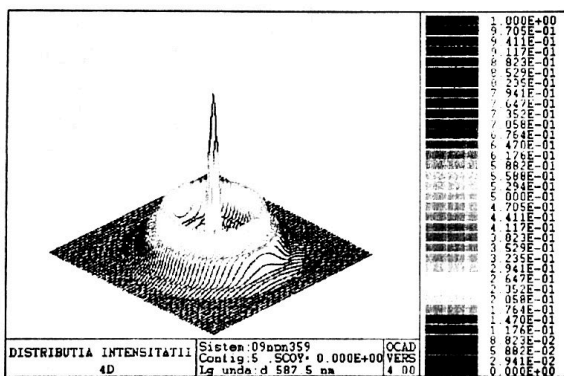
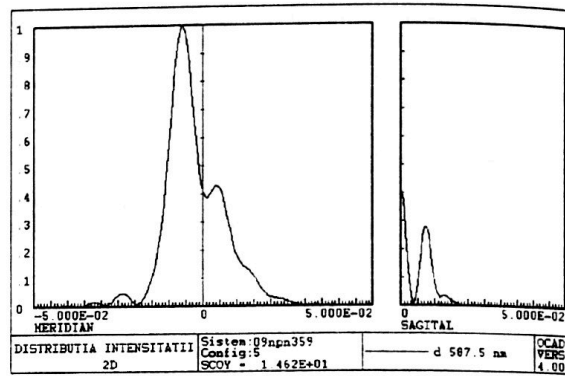
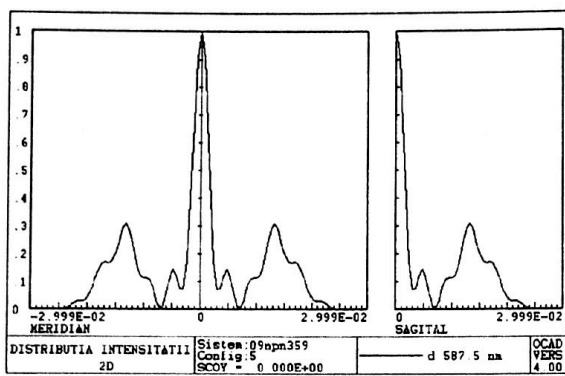


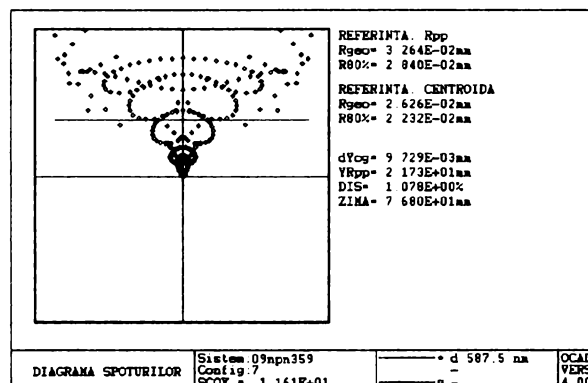
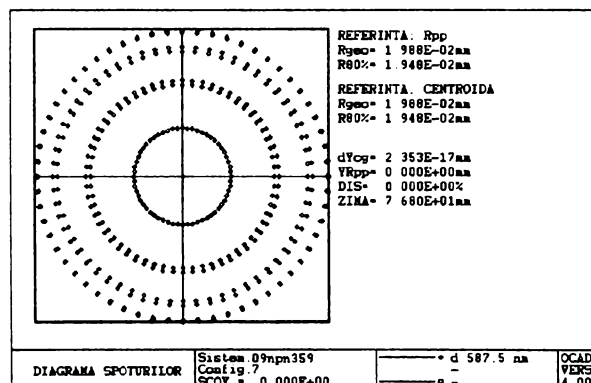
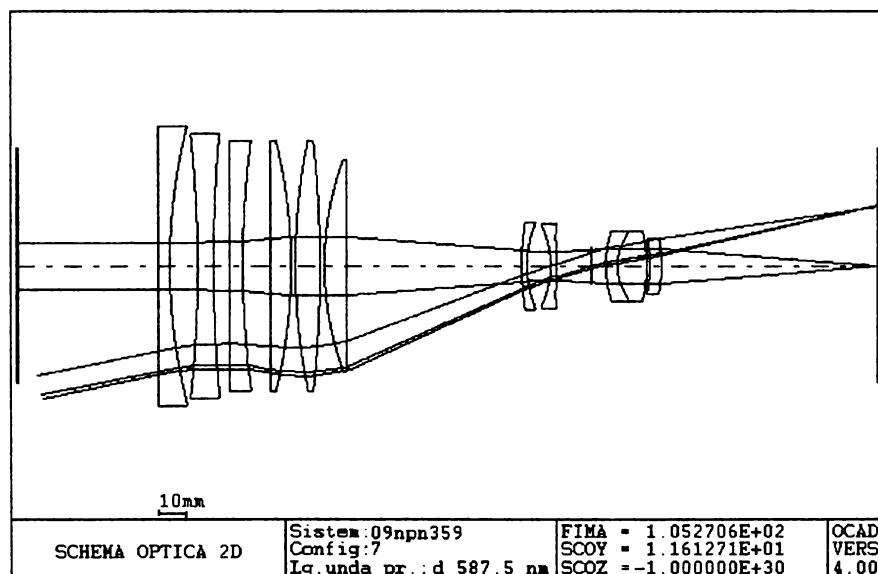
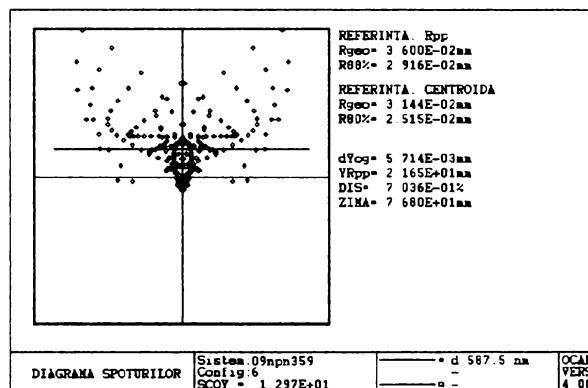
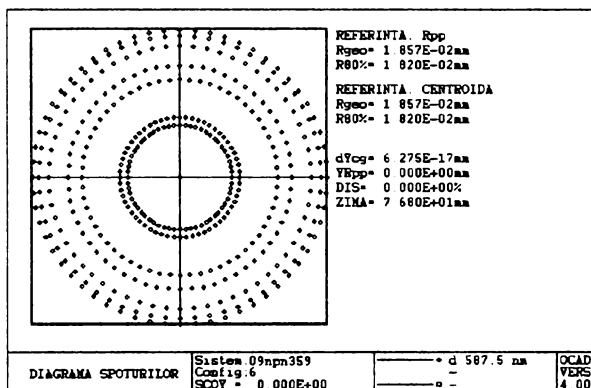
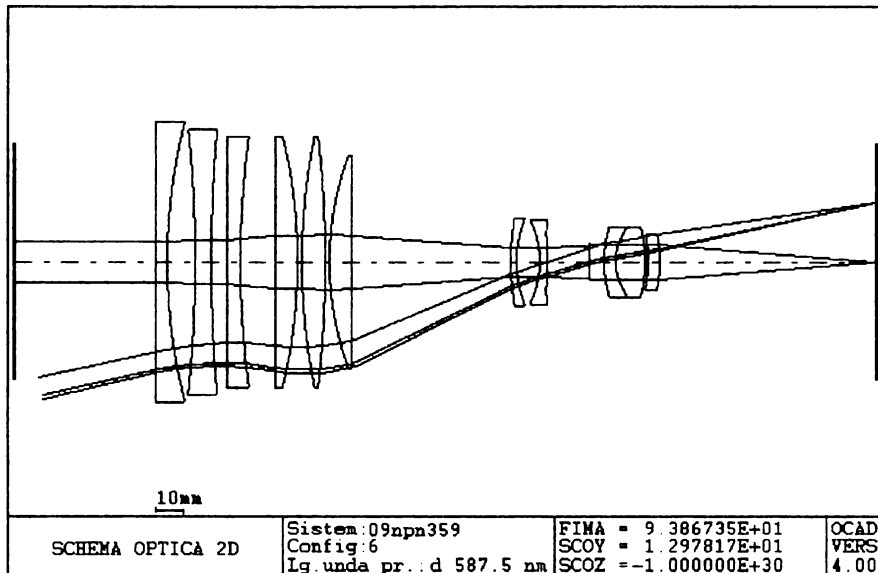




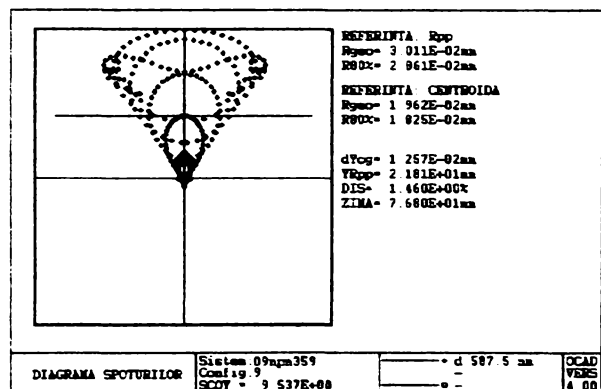
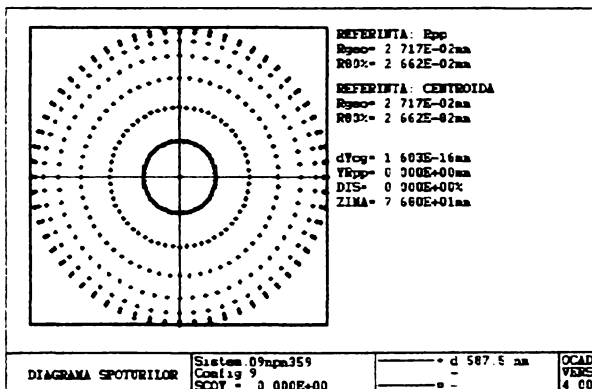
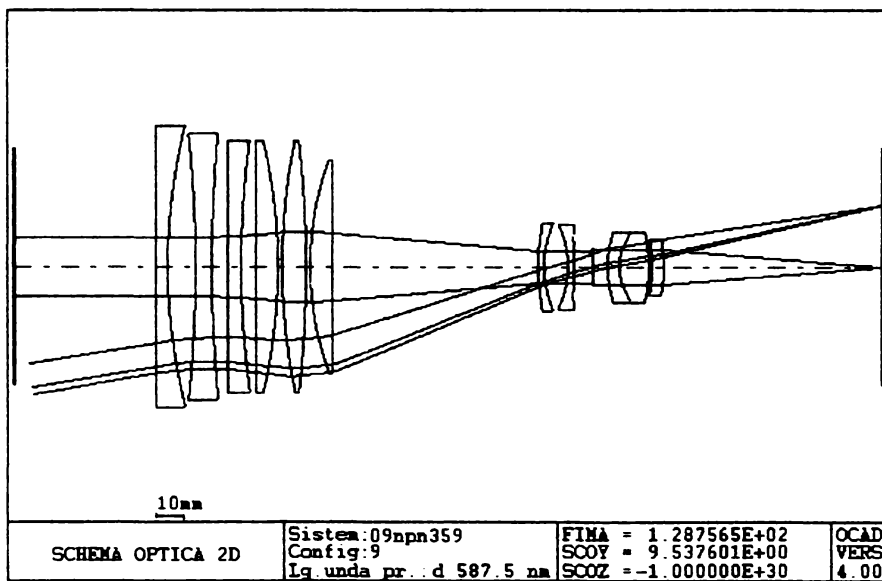
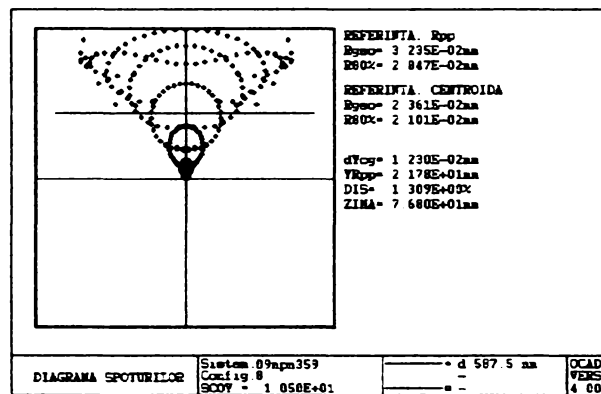
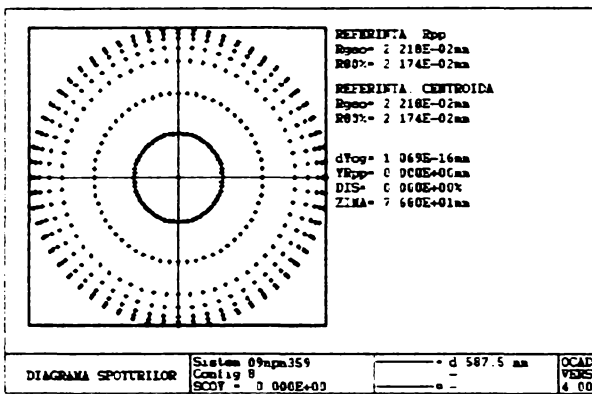
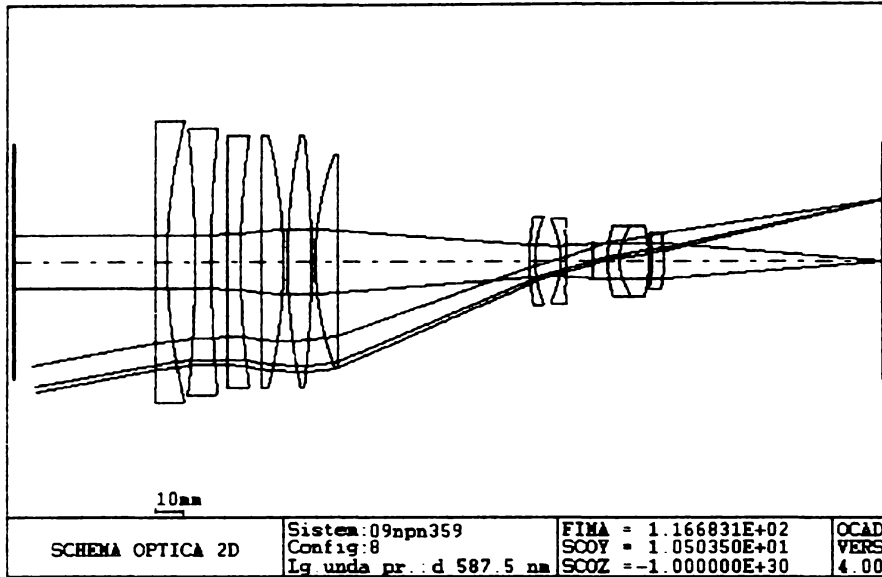


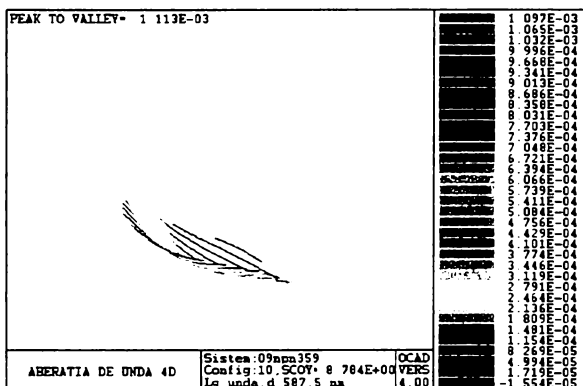
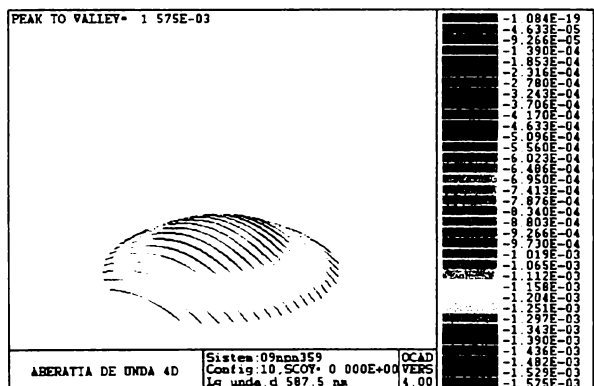
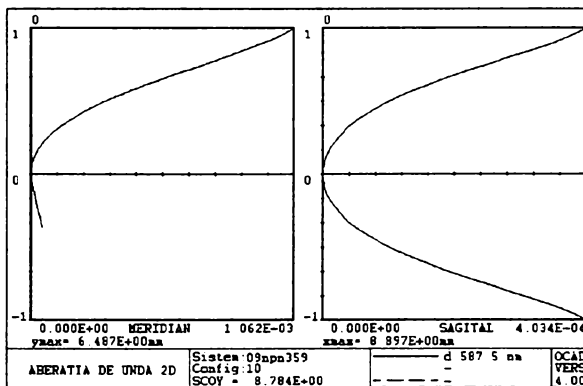
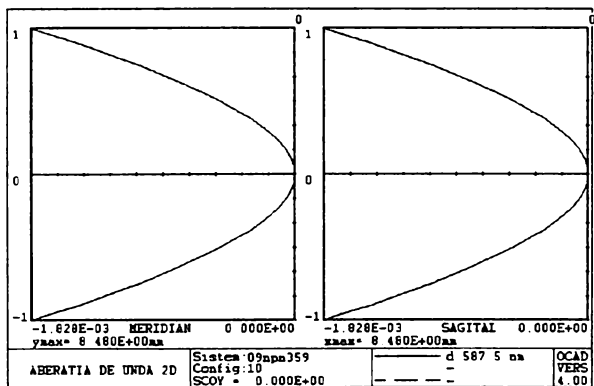
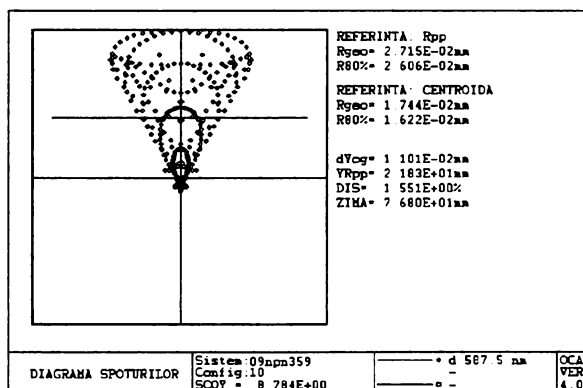
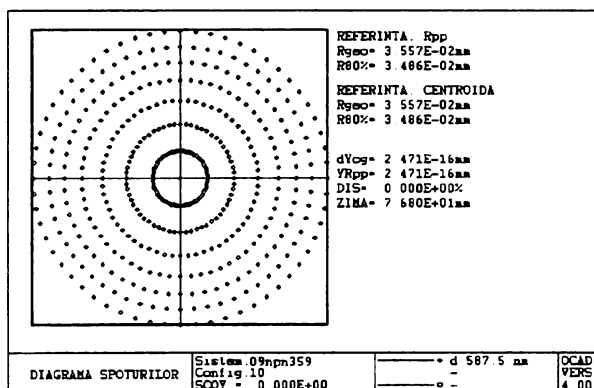
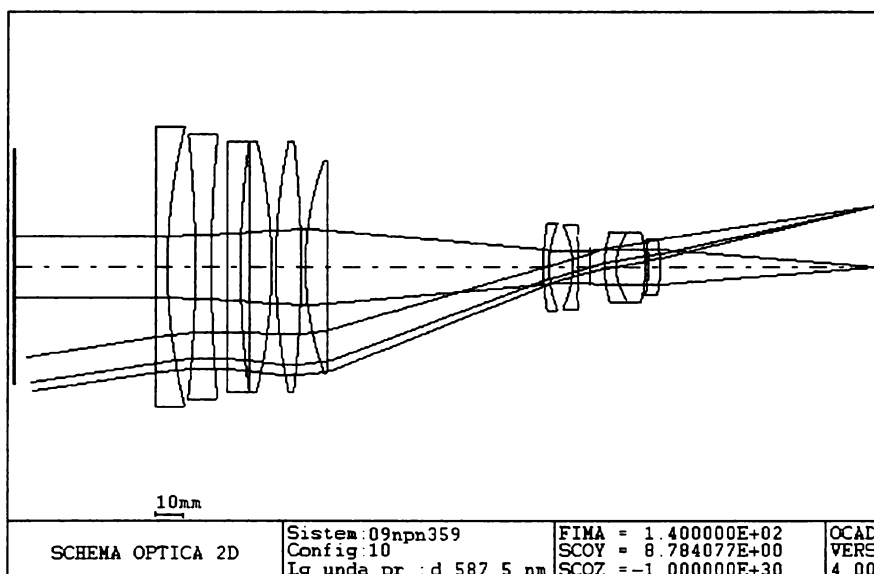


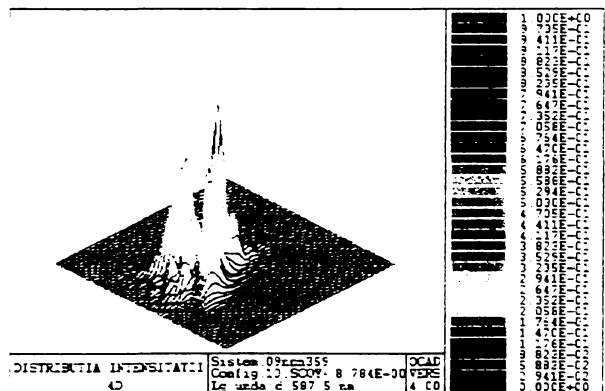
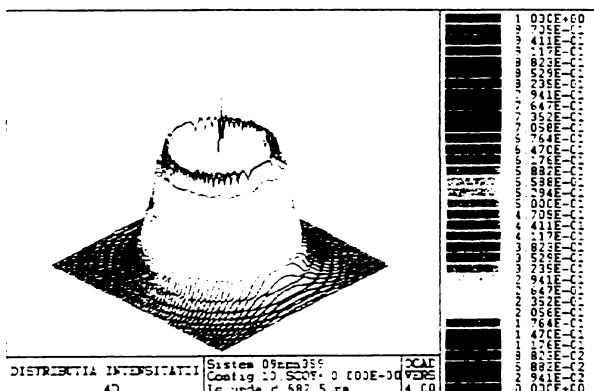
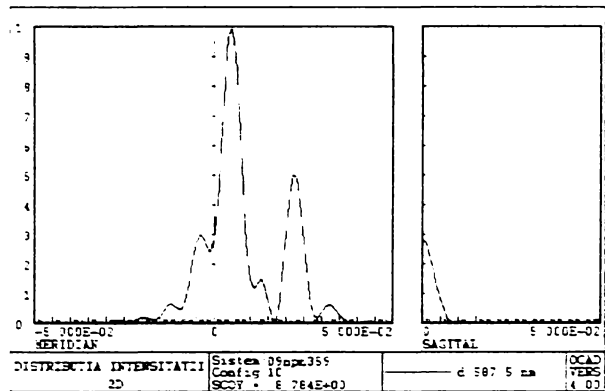
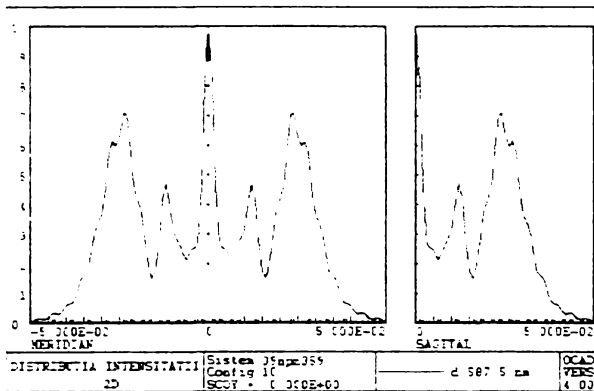
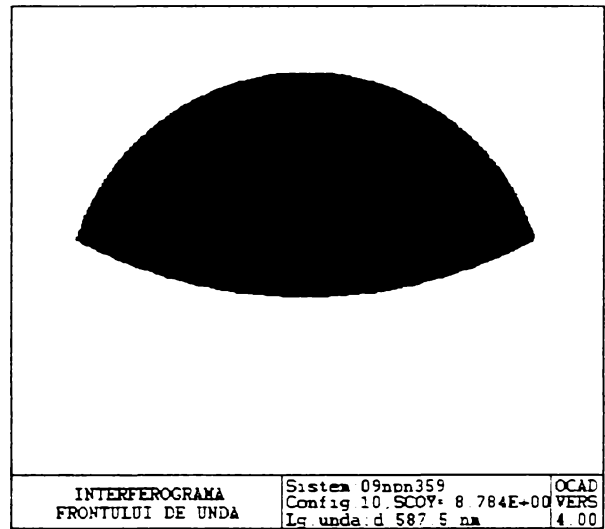
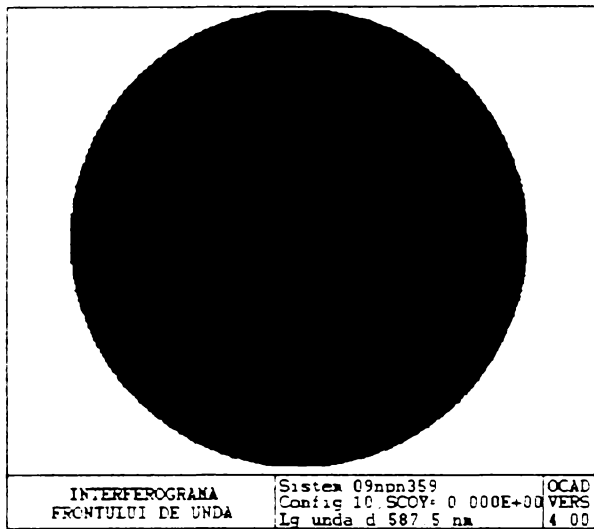
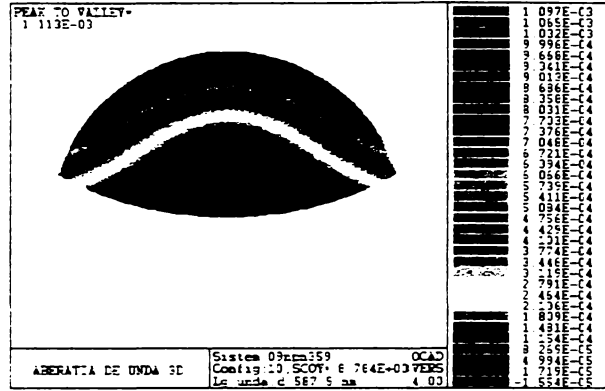
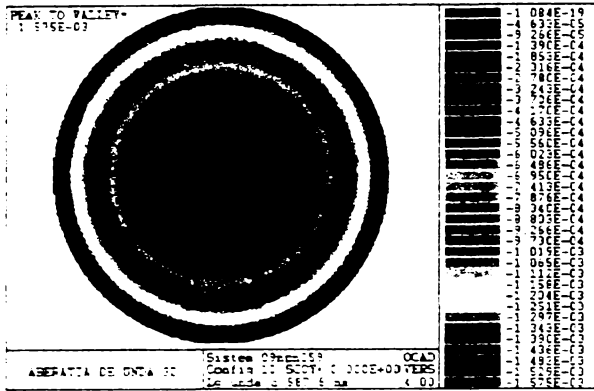












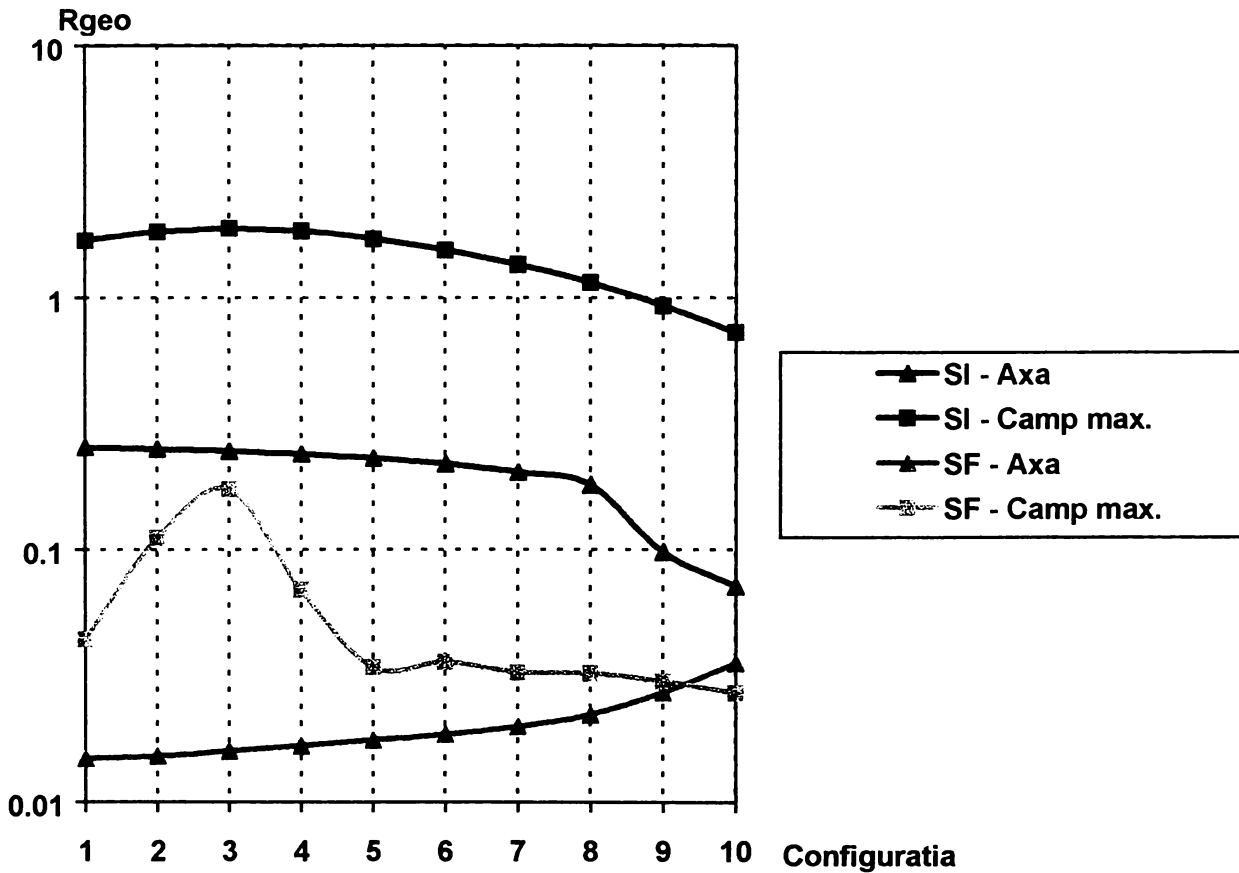
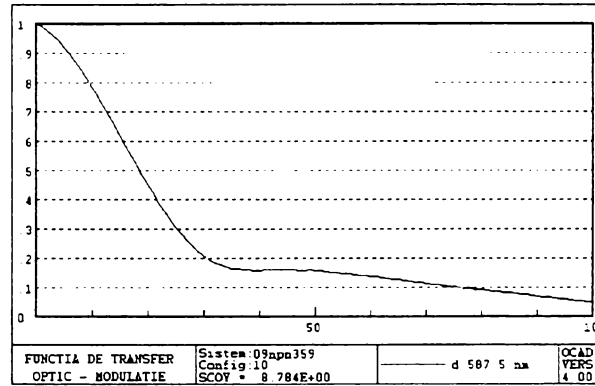
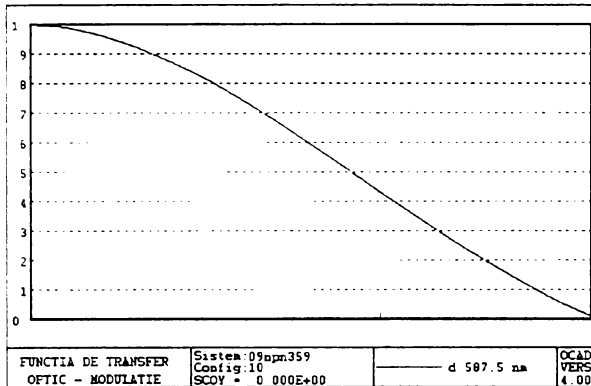
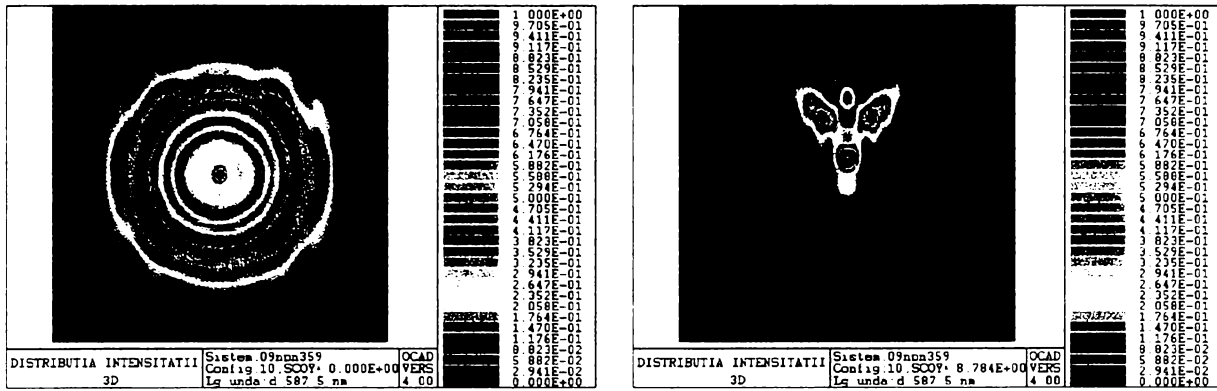


Fig. 6.2 Variația razei geometrice a petei de difuzie în funcție de câmp și configurație la sistemul inițial (SI) neoptimizat și la sistemul final (SF) optimizat, în coordonate logaritmice.

## 6.3.2. Sistemul PNN5P8

### 6.3.2.1. Structura gaussiană. Configurațiile

Acest sistem face parte din categoria sistemelor variofocale compacte. Schema optică cu module infinit subțiri este prezentată în figura 6.3. Datele optice principale ale sistemului sunt prezentate în tabelul 6.5, iar structura configurațiilor cu detalierea configurațiilor extreme în tabelul 6.6.

Sistemul poate fi folosit ca obiectiv pentru camerele de luat vederi digitale, fiind conceput pentru a realiza imaginea pe un senzor CCD de 1/3".

**Tabelul 6.5**

```

SISTEM:PNN5P8 Vz=5
fif= 1.34642800000E-02
fiv=-5.96284000000E-02
fic=-1.57152900000E-02
fir= 5.82015400000E-02
bvo=-4.4721351854E-01 bco= 4.6142848083E-01
arpw= 2.5141207020E+01
Diafragma se afla la distanta
adcw= 1.00000000000E+01 fata de compensator si este solidara cu releul
-----
xv= 0.00000000000E+00 xc= 0.00000000000E+00 f= 7.0999966556E+00
Inaltimele Rpp si Ro

F hfp=-2.5149241654E+01 hf= 1.3847817446E+00
V hvp=-9.9262048194E+00 hv= 1.0118799616E+00
C hcp=-1.4627983067E+00 hc= 3.0964646595E+00
R hrp= 1.4627983064E+00 hr= 4.9035353405E+00

e1= 2.00000000000E+01 e2= 5.00000000000E+01 e3= 2.00000000000E+01

ND = 2.5635796700E+00 IL=-5.8511932263E-01 sigma= 2.2905779334E+01
zpi= 5.9519843877E+01 dpi= 2.7695634892E+00
zpe=-2.3924326399E+01 dpe= 1.9139461119E+01

PUPILE

fzpi= 5.9519843877E+01 fdpi= 2.7695634892E+00
fzd = 3.3041031074E+01 fdd = 1.5374575494E+00
fzpe= 3.3041031074E+01 fdpe= 1.5374575494E+00

vzpi= 1.3041031074E+01 vdpi= 1.5374575494E+00
vzd = 5.8641900306E+01 vdd = 6.9135202444E+00
vzpe= 5.8641900306E+01 vdpe= 6.9135202444E+00

czpi= 8.6419003055E+00 cdpi= 6.9135202444E+00
czd =-1.0000000000E+01 cdd = 8.0000000000E+00
czpe=-1.0000000000E+01 cdpe= 8.0000000000E+00

rzpi=-1.0000000000E+01 rdpi= 8.0000000000E+00
rzd =-1.0000000000E+01 rdd = 8.0000000000E+00
rzpe=-2.3924326399E+01 rdpe= 1.9139461119E+01
-----
xv= 1.00000000000E+00 xc=-2.1694971800E-01 f= 7.3484149321E+00
e1= 2.10000000000E+01 e2= 4.8783050282E+01 e3= 2.0216949718E+01
-----
xv= 2.00000000000E+00 xc=-4.3478499619E-01 f= 7.6110547845E+00
e1= 2.20000000000E+01 e2= 4.7565215004E+01 e3= 2.0434784996E+01
-----
xv= 3.00000000000E+00 xc=-6.5317650735E-01 f= 7.8890663099E+00
e1= 2.30000000000E+01 e2= 4.6346823493E+01 e3= 2.0653176507E+01

```

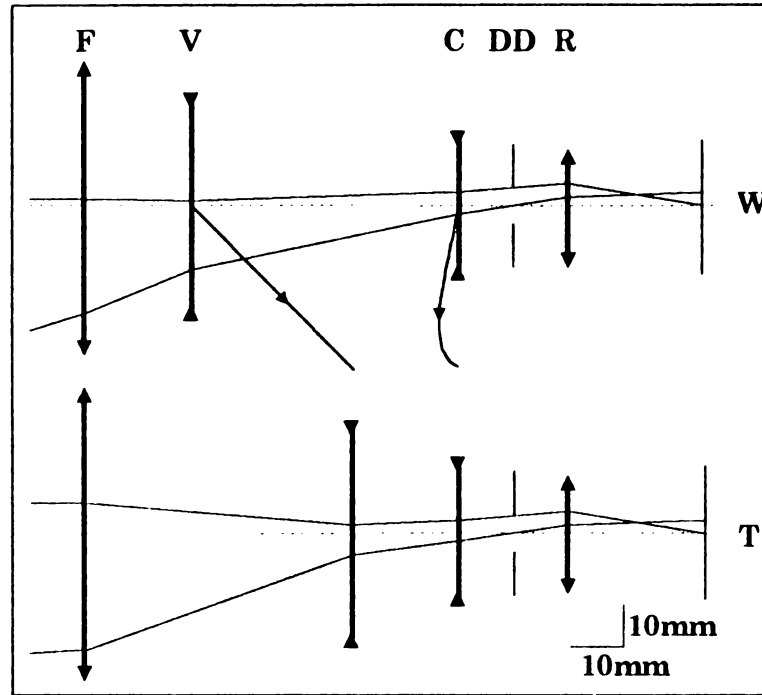


Figura 6.3

Tabelul 6.6

PNN5P8							
$Vz_V =$	5	$e_{1W} =$	2.000000E 01	$f_W =$	7.100000E 00	$N =$	2.563579E 00
$Vz_C =$	1	$e_{2W} =$	5.000706E 01	$f_T =$	3.500000E 01	$a_R' =$	2.514120E 00
$\phi_F =$	1.346428E-02	$e_{3W} =$	2.053174E 01			$z_{DCW} =$	1.000000E 01
$\phi_V =$	-5.962840E-02			$\sigma_{RPP_W} =$	2.055000E 01	$Ddd =$	8.000000E 00
$\phi_C =$	-1.571529E-02	$e_{1T} =$	5.000000E 01	$\sigma_{RPP_T} =$	4.830000E 00	<b>Diafragma este solidara cu releul</b>	
$\phi_R =$	5.820154E-02	$e_{2T} =$	2.000000E 01				
$\beta_{VW} =$	-4.472135E-01	$e_{3T} =$	2.000000E 01	$x_{VMAX} =$	3.000000E 01		
$\beta_{CW} =$	4.614284E-01			$y' =$	3.000000E 01		

-----  
 xv= 3.3799999998E+00 xc=-7.3623240304E-01 f= 7.9990013593E+00

Inaltimile Rpp si Ro

F hfp=-2.6537170467E+01 hf= 1.5601234190E+00

V hvp=-9.4148108508E+00 hv= 1.0690045758E+00

C hcp=-1.5704942578E+00 hc= 3.0299434600E+00

R hrp= 1.4627989066E+00 hr= 4.9035353405E+00

e1= 2.3380000000E+01 e2= 4.5883767597E+01 e3= 2.0736232403E+01

ND= 2.5635796700E+00 IL=-5.8511932263E-01 sigma= 2.0558396897E+01

spi= 7.0756954212E+01 dpi= 3.1202468381E+00

xpe=-2.3924326399E+01 dpe= 1.9139461119E+01

#### PUPILS

fxpi= 7.0756954212E+01 fdpi= 3.1202468381E+00

fxd = 3.6235604170E+01 fdd = 1.5979210891E+00

fxpe= 3.6235604170E+01 fdpe= 1.5979210891E+00

vxpi= 1.2855604171E+01 vdpi= 1.5979210891E+00

vzd = 5.5070060971E+01 vdd = 6.8450778849E+00

vzpe= 5.5070060971E+01 vdpe= 6.8450778849E+00

cxpi= 9.1862933736E+00 cdpi= 6.8450778849E+00

czd =-1.0736232403E+01 cdd = 8.0000000000E+00

czpe=-1.0736232403E+01 cdpe= 8.0000000000E+00

rxpi=-1.0000000000E+01 rdpi= 8.0000000000E+00

rzd =-1.0000000000E+01 rdd = 8.0000000000E+00

rzpe=-2.3924326399E+01 rdpe= 1.9139461119E+01

-----  
 xv= 4.0000000000E+00 xc=-8.7173562280E-01 f= 8.1837208782E+00

e1= 2.4000000000E+01 e2= 4.5128264377E+01 e3= 2.0871735623E+01

-----  
 xv= 5.0000000000E+00 xc=-1.0900045867E+00 f= 8.4964270479E+00

e1= 2.5000000000E+01 e2= 4.3909995413E+01 e3= 2.1090004587E+01

-----  
 xv= 6.0000000000E+00 xc=-1.3074449603E+00 f= 8.8287490155E+00

e1= 2.6000000000E+01 e2= 4.2692555040E+01 e3= 2.1307444960E+01

-----  
 xv= 7.0000000000E+00 xc=-1.5234240073E+00 f= 9.1824280824E+00

e1= 2.7000000000E+01 e2= 4.1476575993E+01 e3= 2.1523424007E+01

-----  
 xv= 8.0000000000E+00 xc=-1.7371986242E+00 f= 9.5594077325E+00

e1= 2.8000000000E+01 e2= 4.0262801376E+01 e3= 2.1737198624E+01

-----  
 xv= 9.0000000000E+00 xc=-1.9478963402E+00 f= 9.9618630580E+00

e1= 2.9000000000E+01 e2= 3.9052103660E+01 e3= 2.1947896340E+01

-----  
 xv= 1.0000000000E+01 xc=-2.1544928098E+00 f= 1.0392235448E+01

e1= 3.0000000000E+01 e2= 3.7845507190E+01 e3= 2.2154492810E+01

-----  
 xv= 1.1000000000E+01 xc=-2.3557851025E+00 f= 1.0853273693E+01

e1= 3.1000000000E+01 e2= 3.6644214897E+01 e3= 2.2355785103E+01

-----  
 xv= 1.2000000000E+01 xc=-2.5503599448E+00 f= 1.1348082966E+01

e1= 3.2000000000E+01 e2= 3.5449640055E+01 e3= 2.2550359945E+01

-----  
 xv= 1.3000000000E+01 xc=-2.7365558870E+00 f= 1.1880183553E+01

e1= 3.3000000000E+01 e2= 3.4263444113E+01 e3= 2.2736555887E+01

-----  
 xv= 1.4000000000E+01 xc=-2.9124181436E+00 f= 1.2453581745E+01

e1= 3.4000000000E+01 e2= 3.3087581856E+01 e3= 2.2912418144E+01

xv= 1.5000000000E+01 xc=-3.0756445708E+00 f= 1.3072856071E+01  
 e1= 3.5000000000E+01 e2= 3.1924355429E+01 e3= 2.3075644571E+01

xv= 1.6000000000E+01 xc=-3.2235208904E+00 f= 1.3743263052E+01  
 e1= 3.6000000000E+01 e2= 3.0776479110E+01 e3= 2.3223520890E+01

xv= 1.7000000000E+01 xc=-3.3528428075E+00 f= 1.4470868119E+01  
 e1= 3.7000000000E+01 e2= 2.9647157192E+01 e3= 2.3352842808E+01

xv= 1.8000000000E+01 xc=-3.4598220715E+00 f= 1.5262709337E+01  
 e1= 3.8000000000E+01 e2= 2.8540177929E+01 e3= 2.3459822071E+01

xv= 1.9000000000E+01 xc=-3.5399727180E+00 f= 1.6127004520E+01  
 e1= 3.9000000000E+01 e2= 2.7460027282E+01 e3= 2.3539972718E+01

xv= 2.0000000000E+01 xc=-3.5879726106E+00 f= 1.7073416562E+01  
 e1= 4.0000000000E+01 e2= 2.6412027389E+01 e3= 2.3587972611E+01

xv= 2.1000000000E+01 xc=-3.5974937972E+00 f= 1.8113398099E+01  
 e1= 4.1000000000E+01 e2= 2.5402506203E+01 e3= 2.3597493797E+01

xv= 2.2000000000E+01 xc=-3.5609928207E+00 f= 1.9260646175E+01  
 e1= 4.2000000000E+01 e2= 2.4439007179E+01 e3= 2.3560992821E+01

xv= 2.3000000000E+01 xc=-3.4694484883E+00 f= 2.0531712180E+01  
 e1= 4.3000000000E+01 e2= 2.3530551512E+01 e3= 2.3469448488E+01

xv= 2.4000000000E+01 xc=-3.3120288568E+00 f= 2.1946835327E+01  
 Inaltimele Rpp si Ro

F hfp=-2.9381108707E+01 hf= 4.2805058069E+00  
 V hvp=-5.9603732558E+00 hv= 1.7446129430E+00  
 C hcp=-1.9472813269E+00 hc= 2.7972111474E+00  
 R hxp= 1.4627983065E+00 hr= 4.9035353406E+00

e1= 4.4000000000E+01 e2= 2.2687971143E+01 e3= 2.3312028857E+01

ND = 2.5635796700E+00 IL=-5.8511932263E-01 sigma= 7.7837462733E+00  
 zpi= 2.1494078484E+02 dpi= 8.5610116137E+00  
 zpe=-2.3924326399E+01 dpe= 1.9139461119E+01

#### PUPILE

fzpi= 2.1494078484E+02 fdpi= 8.5610116137E+00  
 fzd = 5.5197616907E+01 fdd = 2.1985005765E+00  
 fzpe= 5.5197616907E+01 fdpe= 2.1985005765E+00

vzpi= 1.1197616907E+01 vdpi= 2.1985005765E+00  
 vzd = 3.3696904737E+01 vdd = 6.6159313279E+00  
 vzpe= 3.3696904737E+01 vdpe= 6.6159313279E+00

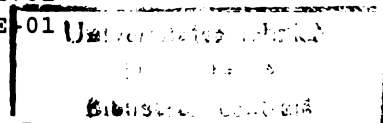
czpi= 1.1008933594E+01 cdpi= 6.6159313279E+00  
 czd =-1.3312028857E+01 cdd = 8.0000000000E+00  
 czpe=-1.3312028857E+01 cdpe= 8.0000000000E+00

rzpi=-1.0000000000E+01 rdpi= 8.0000000000E+00  
 rzd =-1.0000000000E+01 rdd = 8.0000000000E+00  
 rzpe=-2.3924326399E+01 rdpe= 1.9139461119E+01

xv= 2.5000000000E+01 xc=-3.0756598572E+00 f= 2.3531104840E+01  
 e1= 4.5000000000E+01 e2= 2.1924340143E+01 e3= 2.3075659857E+01

xv= 2.6000000000E+01 xc=-2.7444524011E+00 f= 2.5316116909E+01  
 e1= 4.6000000000E+01 e2= 2.1255547599E+01 e3= 2.2744452401E+01

xv= 2.7000000000E+01 xc=-2.2989181514E+00 f= 2.7342395967E+01  
 e1= 4.7000000000E+01 e2= 2.0701081849E+01 e3= 2.2298918151E+01





-----  
 xv= 2.8000000000E+01 xc=-1.7148572291E+00 f= 2.9663032037E+01  
 el= 4.8000000000E+01 e2= 2.0285142771E+01 e3= 2.1714857229E+01  
 -----

xv= 2.9000000000E+01 xc=-9.6171593738E-01 f= 3.2349320212E+01  
 el= 4.9000000000E+01 e2= 2.0038284063E+01 e3= 2.0961715937E+01  
 -----

xv= 3.0000000000E+01 xc=-5.1603962946E-05 f= 3.5499832151E+01  
 Inaltimile Rpp si Ro

F hfp=-2.7765981985E+01 hf= 6.9238792473E+00  
 V hvp=-4.8481620980E+00 hv= 2.2626268037E+00  
 C hcp=-1.4628058552E+00 hc= 3.0964599969E+00  
 R hrp= 1.4627983066E+00 hr= 4.9035353406E+00

el= 5.0000000000E+01 e2= 1.9999948396E+01 e3= 2.0000051604E+01

ND = 2.5635796700E+00 IL=-5.8511932263E-01 sigma= 4.8304426892E+00  
 zpi= 3.2856256666E+02 dpi= 1.3847758495E+01  
 zpe=-2.3924326399E+01 dpe= 1.9139461119E+01

#### PUPILE

fzpi= 3.2856256666E+02 fdpi= 1.3847758495E+01  
 fzd = 6.0577275941E+01 fdd = 2.5531194744E+00  
 fzpe= 6.0577275941E+01 fdpe= 2.5531194744E+00

vzpi= 1.0577275941E+01 vdpi= 2.5531194744E+00  
 vzd = 2.8641887241E+01 vdd = 6.9135153992E+00  
 vzpe= 2.8641887241E+01 vdpe= 6.9135153992E+00

czpi= 8.6419388446E+00 cdpi= 6.9135153992E+00  
 czd = -1.0000051604E+01 cdd = 8.0000000000E+00  
 czpe=-1.0000051604E+01 cdpe= 8.0000000000E+00

rzpi=-1.0000000000E+01 rdpi= 8.0000000000E+00  
 rzd = -1.0000000000E+01 rdd = 8.0000000000E+00  
 rzpe=-2.3924326399E+01 rdpe= 1.9139461119E+01

-----  
 xv= 3.118000010E+01 xc= 1.4755396005E+00 f= 4.0010748775E+01  
 el= 5.118000010E+01 e2= 2.0295539590E+01 e3= 1.8524460399E+01  
 -----

### 6.3.2.2. Formarea sistemului hibrid

Sistemul hibrid se calculează în configurația W folosind teoria proiectării clasice. Cromatismul axial și curbura de câmp se compensează extern.

#### Calculul focatorului $f_F = 7.427058E 01$

În condițiile realizării focatorului în formă de dublet, combinația de sticle (LaKN17, BaLF4) asigură atât puteri mici pentru un cromatism impus cât și factori de formă mici în urma compensării interne a aberației de coma, ambele lentile având aberația de coma minimă. După calculul lentilelor, poziționarea relativă și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R1= 1.021021E 02	d1= 8.000000E 00	LaKN17
R2= 7.962512E 02	d2= 1.027006E 00	AER
R3= 4.222200E 01	d3= 8.000000E 00	BaLF4
R4= 7.705410E 01		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$f = -7.427058E 01$	$f' = 7.427058E 01$
$s_F = -7.468924E 01$	$s'_F = 6.370014E 01$
$s_H = -4.186600E-01$	$s'_H = -1.057044E 01$

#### Calculul variatorului $f_V = -1.677053E 01$

Pentru detensionarea variatorului în condițiile determinării puterilor, pentru cromatism impus și compensarea internă a aberației de coma, toate cele trei lentile având aberația de coma minimă, se alege un sistem de tip N–N–N cu combinația de sticle (PSK3, BaSF10, BaSF5). După calculul lentilelor, poziționarea relativă și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R5= 4.205686E 01	d5= 1.000000E 00	PSK3
R6= 1.841506E 01	d6= 1.300000E 01	AER
R7= 6.968473E 02	d7= 2.000000E 00	BaSF10
R8= 3.105909E 01	d8= 8.000000E 00	AER
R9= -4.000000E 01	d9= 1.000000E 00	BaSF5
R10=-1.934663E 02		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$$\begin{array}{ll} f = & 1.677053E\ 01 & f' = & -1.677053E\ 01 \\ s_F = & 2.728302E\ 01 & s'_F = & -2.676009E\ 01 \\ s_H = & 1.051249E\ 01 & s'_H = & -9.989560E\ 00 \end{array}$$

**Calculul compensatorului  $f_C = -6.363229E\ 01$**

Având în vedere puterea mică a sistemului, acesta poate fi materializat sub forma unei lentile de cea mai bună formă privind aberația de sfericitate. Prin alegerea sticlei SF51 se menține un nivel al cromatismului impus în condițiile compensării externe a acestuia. După calculul lentilelor, poziționarea relativă la 8mm și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLE
R11 = -2.795945E 01		
	d11 = 2.000000E 00	SF51
R12 = -8.596142E 01		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$$\begin{array}{ll} f = & 6.363229E\ 01 & f' = & -6.363229E\ 01 \\ s_F = & 6.304353E\ 01 & s'_F = & -6.544244E\ 01 \\ s_H = & -5.887600E-01 & s'_H = & -1.810150E\ 00 \end{array}$$

**Calculul releului  $f_R = 1.718167E\ 01$**

Deoarece puterea sistemului este mare, aceasta trebuie repartizată pe două lentile cu aberația de coma minimă. Sticlele s-au ales în așa fel încât să realizeze cromatismul impus. După calculul lentilelor, poziționarea relativă și scalarea sistemului rezultat la distanța focală impusă se obține:

RAZE	DISTANTE	STICLA
R13 = 1.007256E 02		
	d13 = 4.000000E 00	LaSF6
R14 = -4.693727E 01		
	d14 = 2.973000E 00	AER
R15 = 1.600000E 01		
	d15 = 4.000000E 00	LaK17
R16 = 3.740000E 01		

Acest sistem are următoarele caracteristici:

$$\begin{array}{ll} f = & -1.718167E\ 01 & f' = & 1.718167E\ 01 \\ s_F = & -1.467958E\ 01 & s'_F = & 1.250814E\ 01 \\ s_H = & 2.502090E\ 00 & s'_H = & -4.673530E\ 00 \end{array}$$

Distanțele dintre module se calculează cu relația 2.147:

$$d_6 = 2.297059E\ 00, \quad d_{12} = 3.648296E\ 01, \quad d_{16} = 1.642399E\ 01$$

### 6.3.2.3. Analiza sistemului hibrid

#### DATE OPTICE

SISTEM: PNN5P8

LUP: d 587.5 nm

zpg= 2.046767E+01

zima= 2.046767E+01

ZD = 9.423102E+01 DD = 1.000000E+01 N = 2.166581E+00 in configuratia 1

S	R	EPS	FOR	POZ	D	MEDIU
OBI					-1.000000E+30	AER
1	1.021021E+02	0.000000E+00	S	FOC	8.000000E+00	LaKN17
2	7.962512E+02	0.000000E+00	S	FOC	1.027006E+00	AER
3	4.222200E+01	0.000000E+00	S	FOC	8.000000E+00	BaLF4
4	7.705410E+01	0.000000E+00	S	FOC	2.297059E+00	AER
5	4.205686E+01	0.000000E+00	S	VAR	1.000000E+00	PSK3
6	1.841506E+01	0.000000E+00	S	VAR	1.300000E+01	AER
7	6.968473E+02	0.000000E+00	S	VAR	2.000000E+00	BaSF10
8	3.105909E+01	0.000000E+00	S	VAR	8.000000E+00	AER
9	-4.000000E+01	0.000000E+00	S	VAR	1.000000E+00	BaSF5
10	-1.934663E+02	0.000000E+00	S	VAR	3.648296E+01	AER
11	-2.795945E+01	0.000000E+00	S	COM	2.000000E+00	SF51
12	-8.596142E+01	0.000000E+00	S	COM	1.642399E+01	AER
13	1.007256E+02	0.000000E+00	S	FIX	4.000000E+00	LaSF6
14	-4.693727E+01	0.000000E+00	S	FIX	2.973000E+00	AER
15	1.600000E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.000000E+00	LaKN17
16	3.740000E+01	0.000000E+00	S	FIX	2.046767E+01	AER
IMA						

#### SISTEMUL IN 10 CONFIGURATII

Config.	D4	D10	D12	Focala
1	2.297059E+00	3.648296E+01	1.642399E+01	7.999000E+00
2	1.131705E+01	2.557325E+01	1.831371E+01	1.155623E+01
3	1.673705E+01	1.933679E+01	1.913017E+01	1.511508E+01
4	2.041705E+01	1.551367E+01	1.927328E+01	1.867265E+01
5	2.310705E+01	1.313556E+01	1.896140E+01	2.223396E+01
6	2.516705E+01	1.170455E+01	1.833240E+01	2.579824E+01
7	2.678705E+01	1.092957E+01	1.748738E+01	2.934241E+01
8	2.810705E+01	1.061276E+01	1.648420E+01	3.290859E+01
9	2.919705E+01	1.063250E+01	1.537445E+01	3.648298E+01
10	3.009705E+01	1.089473E+01	1.421222E+01	4.001074E+01

Schema optică în configurațiile extreme

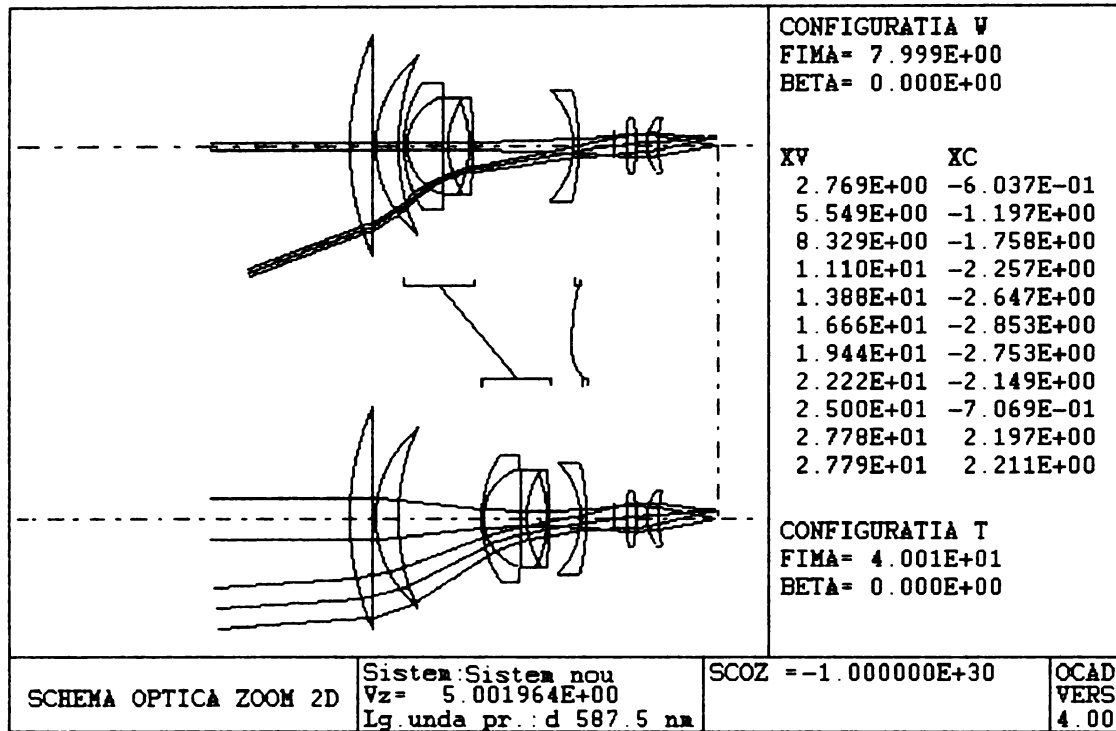
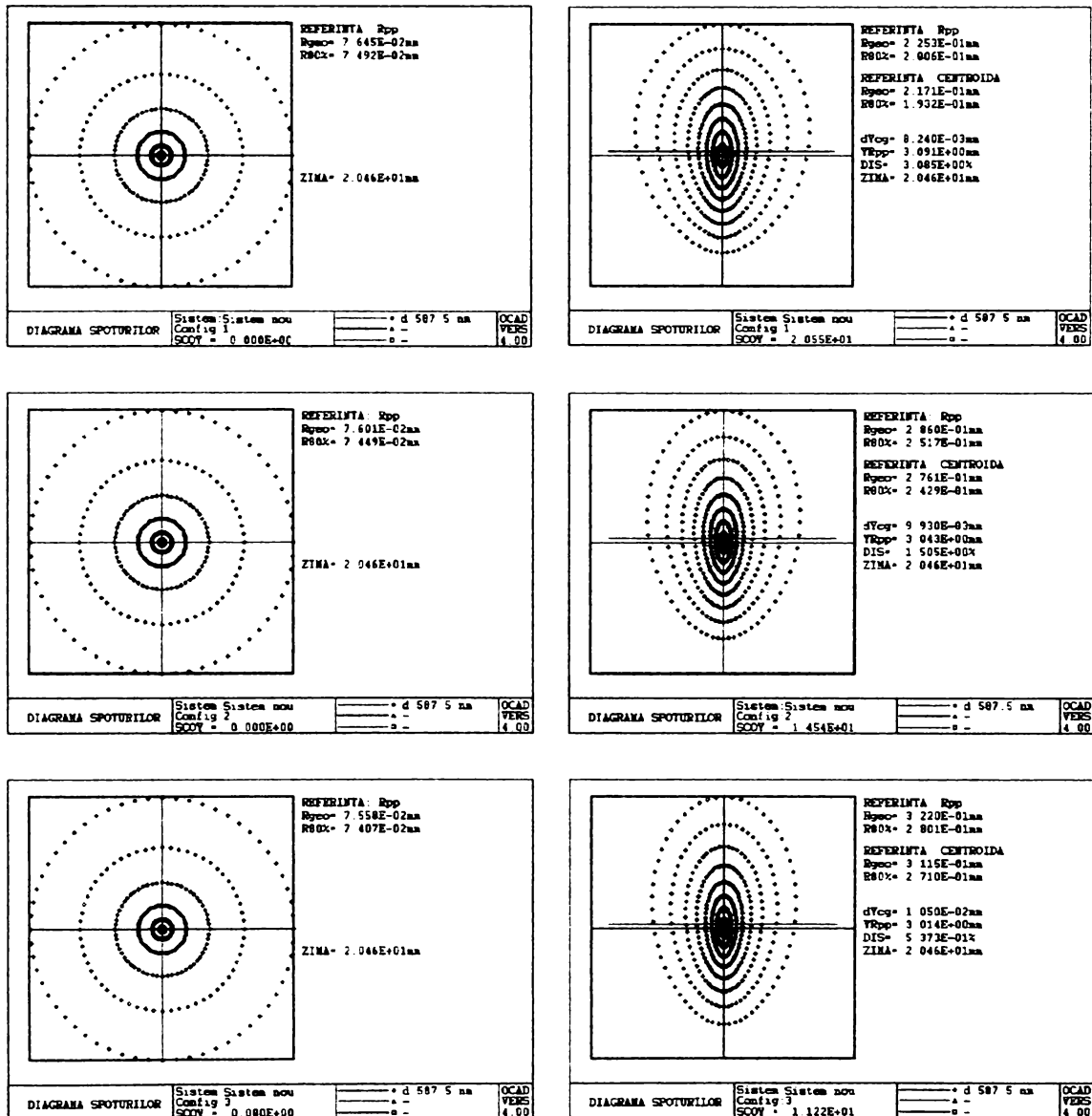
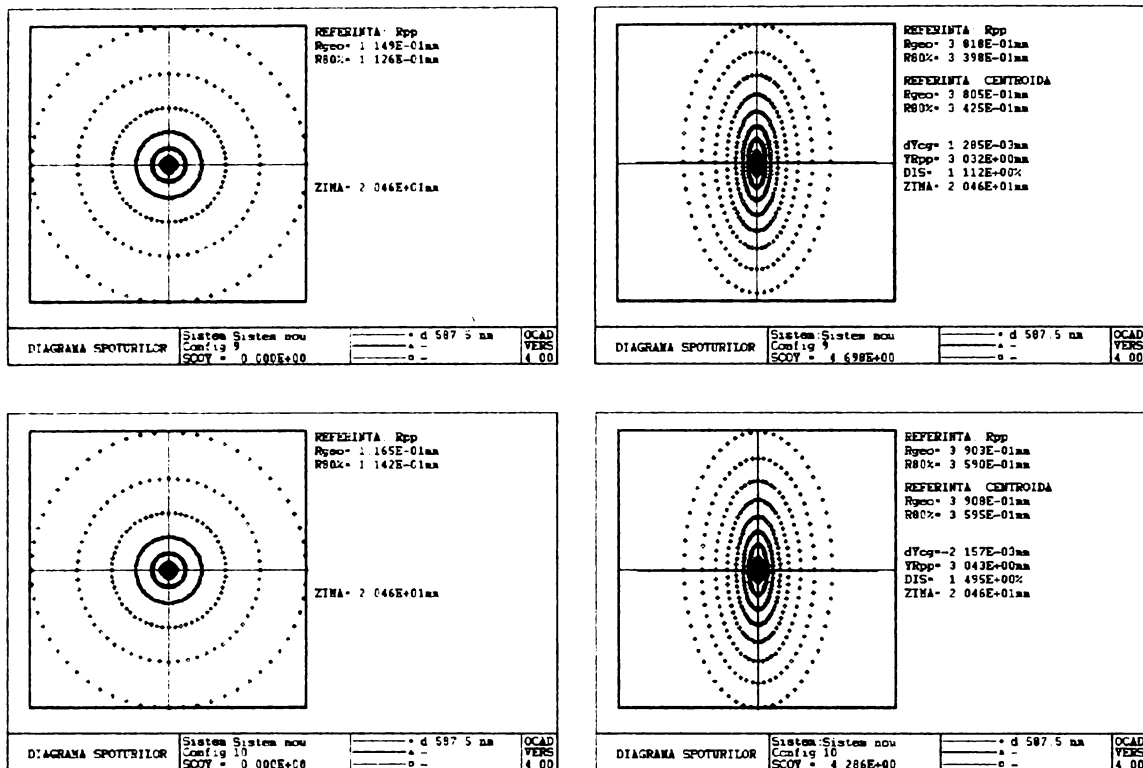


Diagrama spoturilor în cele 10 configurații







#### 6.3.2.4. Introducerea resurselor și optimizarea

În urma sintezei seideliene s-a observat că sistemul nu poate exista în configurația 1, deoarece distanța dintre focator și variator devine negativă. Astfel s-a preferat să se folosească configurația în care sistemul are  $f' = 8$  mm ca o nouă configurație W, iar pentru a menține factorul de variație  $V_z = 5$  se deplasează sistemul suplimentar în configurația  $f' = 40$  mm, lucru permis de structura sistemului.

La optimizare s-a folosit o funcție de merit simplificată compusă din funcțiile cu indicii: de la 65k-61 la 65k-59, de la 65k-46 la 65k-38, de la 65k-19 la 65k-11 descrise în capitolul 5.2 pentru trei configurații selectate în capitolul 6.3.2.1. Deci se consideră că sistemul funcționează în radiație monocromatică  $d$  și că distorsiunea poate fi neglijată.

Variabile au fost considerate toate razele de curbură ale dioptrilor, grosimile lentilelor și abscisa imaginii.

Prin optimizare se urmărește reducerea diametrului petei de difuzie din jurul razei pupilare principale.

În timpul optimizării a fost necesară introducerea unei resurse suplimentare sub forma unei lame plan paralele din SF57, după ultima lentilă. În cursul optimizării lama planparalelă s-a transformat într-o lentilă divergentă.

## 6.3.2.5. Sistemul final

DATE OPTICE

-----  
SISTEM: PNN5P7  
-----

LUP: d 587.5 nm

zpg= 1.300456E+01

zima= 1.280340E+01

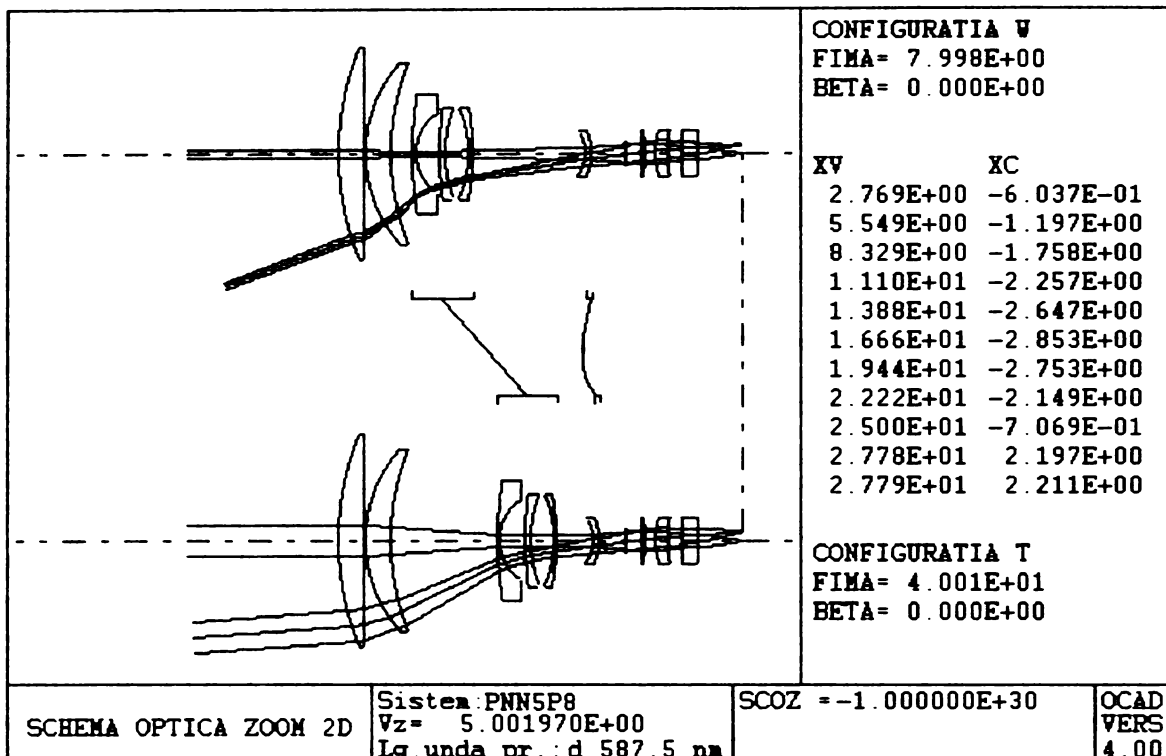
ZD = 9.419525E+01 DD = 8.000000E+00 N = 2.774415E+00 in configuratia 1  
-----

S	R	EPS	FOR	POZ	D	MEDIU
OBI					-1.000000E+30	AER
1	9.327639E+01	0.000000E+00	S	FOC	8.023310E+00	LaKN17
2	6.913485E+02	0.000000E+00	S	FOC	1.027006E+00	AER
3	4.499780E+01	0.000000E+00	S	FOC	8.018885E+00	BaLF4
4	8.020963E+01	0.000000E+00	S	FOC	7.233550E+00	AER
5	1.233520E+02	0.000000E+00	S	VAR	1.015337E+00	PSK3
6	1.567274E+01	0.000000E+00	S	VAR	8.000000E+00	AER
7	1.063311E+02	0.000000E+00	S	VAR	2.026844E+00	BaSF10
8	4.144201E+01	0.000000E+00	S	VAR	8.000000E+00	AER
9	-3.568046E+01	0.000000E+00	S	VAR	9.909686E-01	BaSF5
10	-9.375499E+01	0.000000E+00	S	VAR	3.740750E+01	AER
11	-1.287599E+01	0.000000E+00	S	COM	1.994511E+00	SF51
12	-1.970970E+01	0.000000E+00	S	COM	1.545734E+01	AER
13	3.783525E+02	0.000000E+00	S	FIX	1.914803E+00	LaSF6
14	-3.299089E+01	0.000000E+00	S	FIX	2.973000E+00	AER
15	2.014250E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.096350E+00	LaKN17
16	7.797777E+01	0.000000E+00	S	FIX	4.990012E+00	AER
17	-1.347622E+03	0.000000E+00	S	FIX	5.022765E+00	SF57
18	2.943266E+02	0.000000E+00	S	FIX	1.280340E+01	AER
IMA						

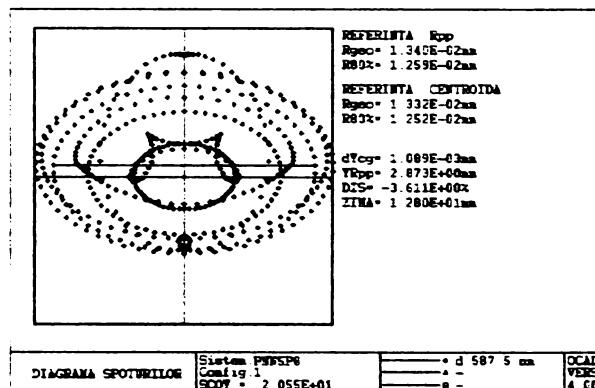
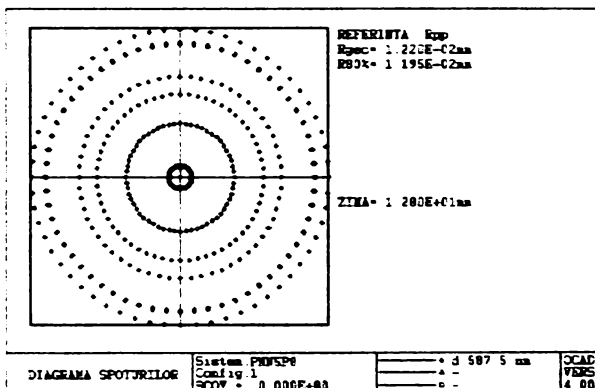
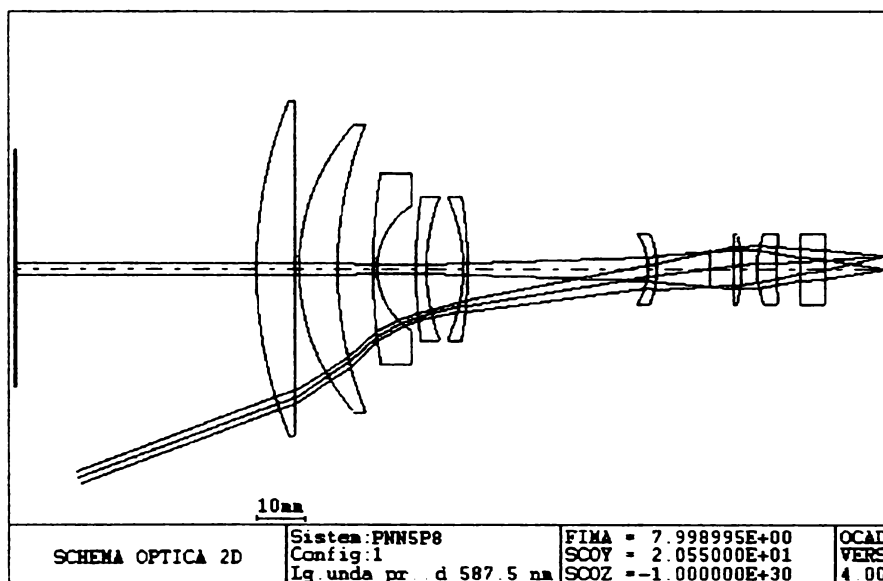
-----  
SISTEMUL IN 10 CONFIGURATII

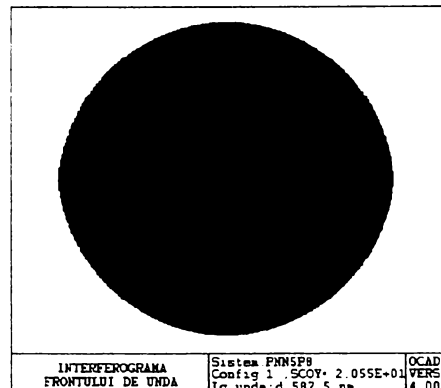
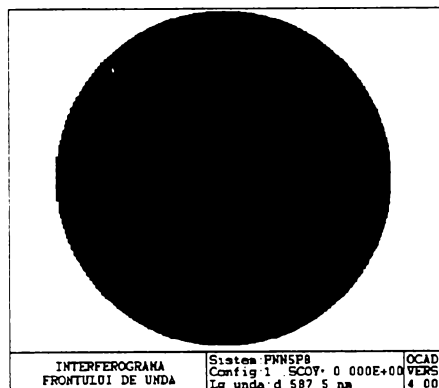
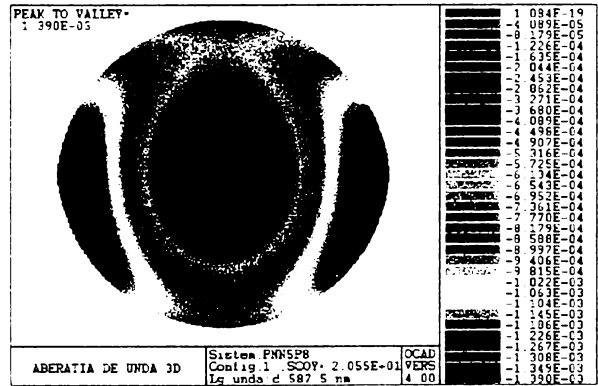
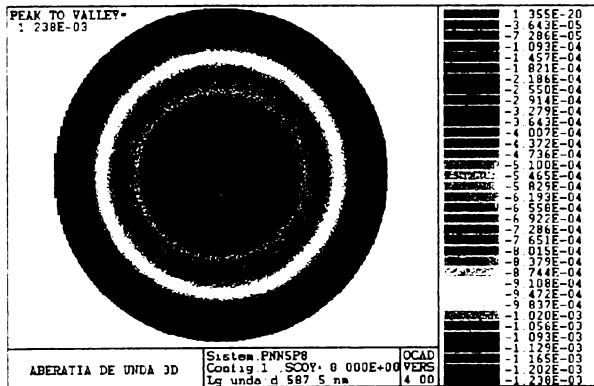
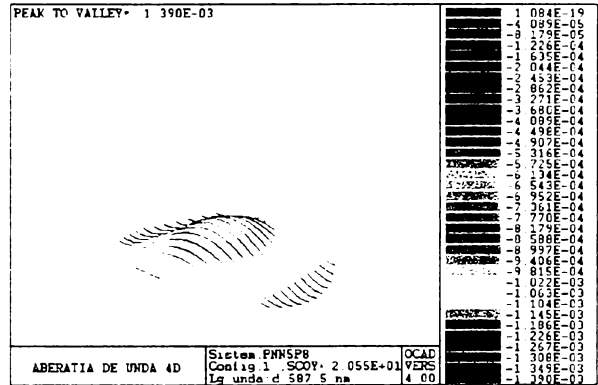
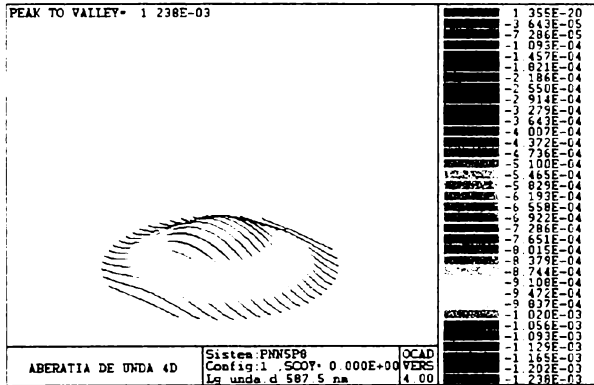
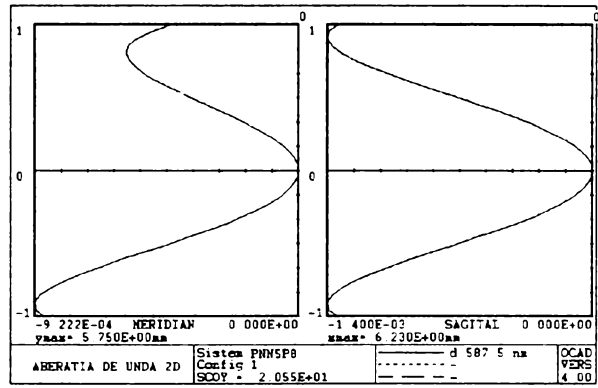
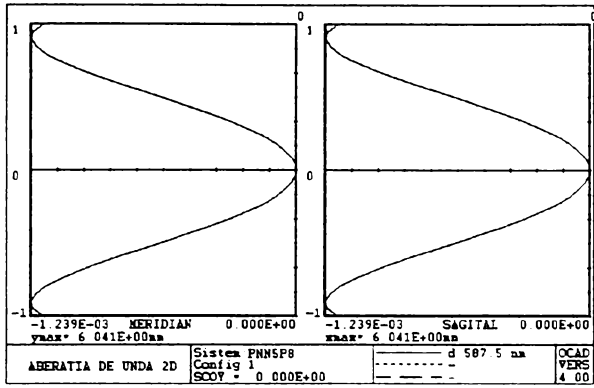
Config.	D4	D10	D12	Focala
1	7.233550E+00	3.740750E+01	1.545734E+01	7.998995E+00
2	1.625354E+01	2.649778E+01	1.734705E+01	1.155622E+01
3	2.167355E+01	2.026132E+01	1.816351E+01	1.511507E+01
4	2.535355E+01	1.643821E+01	1.830662E+01	1.867264E+01
5	2.804355E+01	1.406009E+01	1.799474E+01	2.223395E+01
6	3.010355E+01	1.262908E+01	1.736575E+01	2.579823E+01
7	3.172355E+01	1.185410E+01	1.652073E+01	2.934240E+01
8	3.304355E+01	1.153729E+01	1.551754E+01	3.290858E+01
9	3.413355E+01	1.155704E+01	1.440779E+01	3.648297E+01
10	3.503355E+01	1.181926E+01	1.324557E+01	4.001074E+01

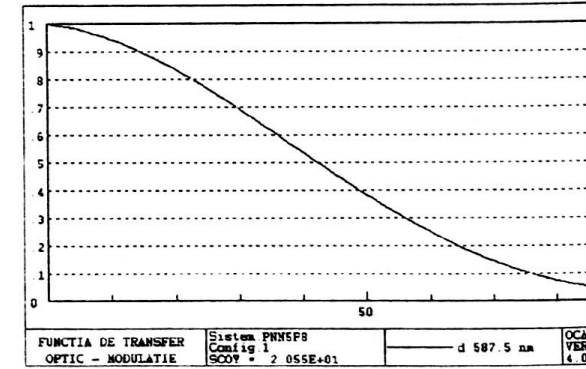
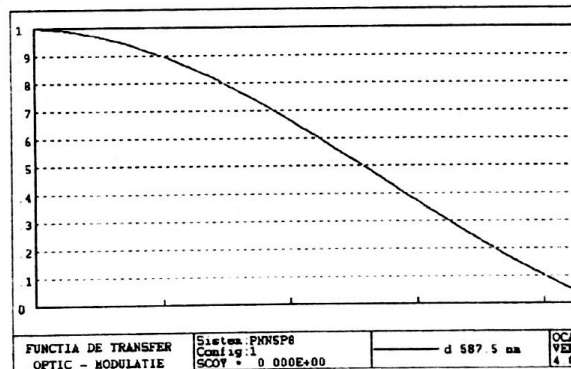
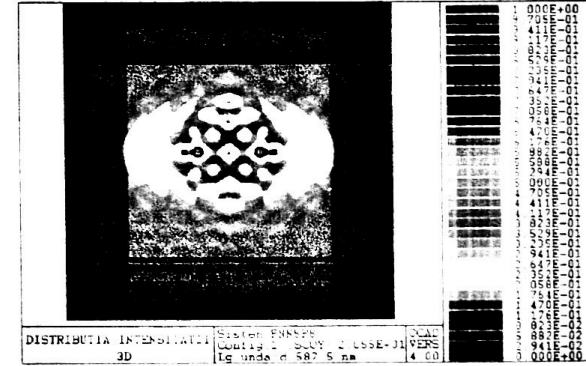
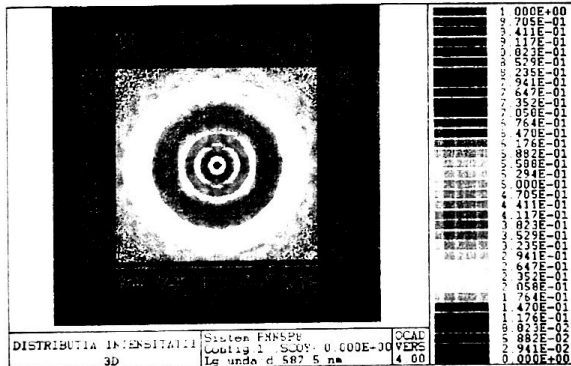
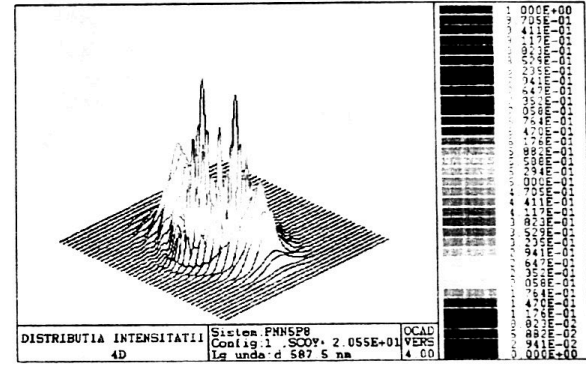
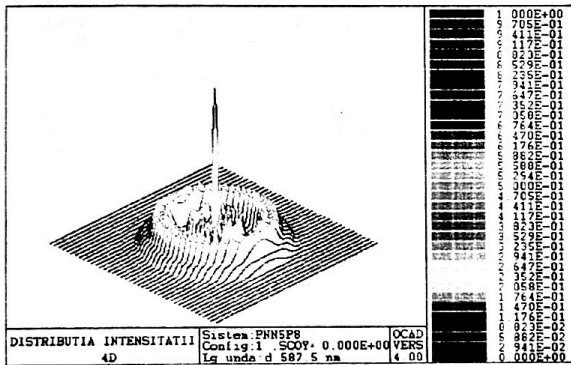
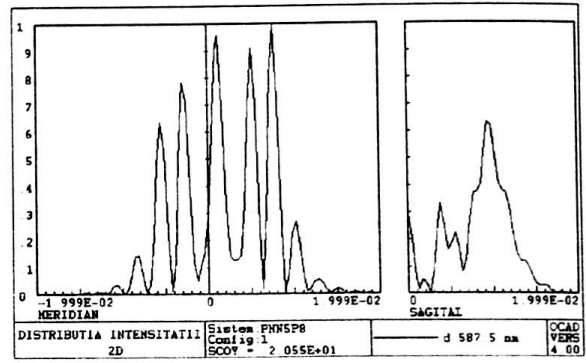
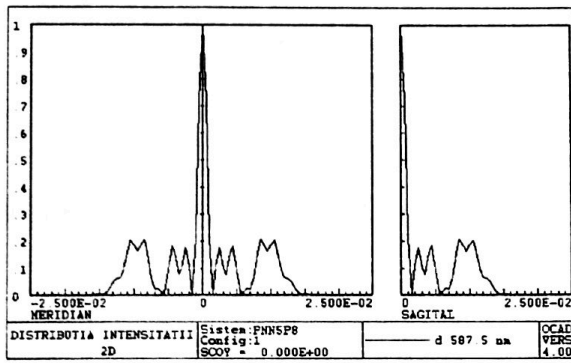


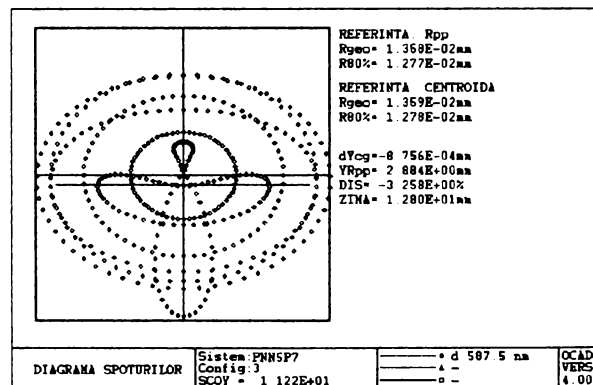
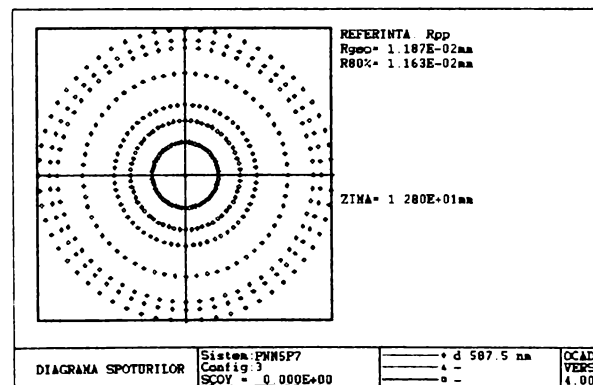
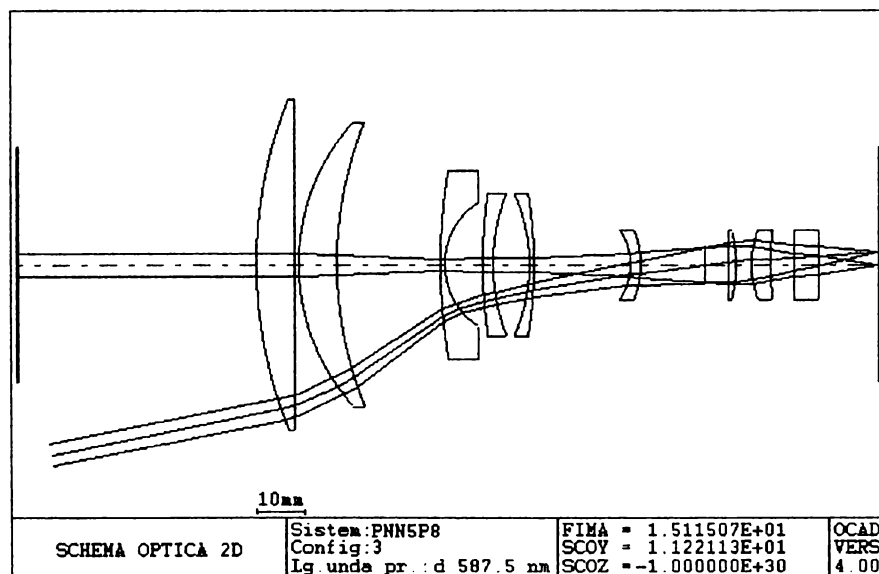
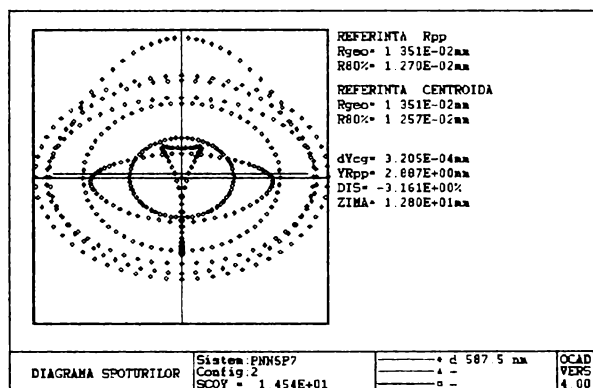
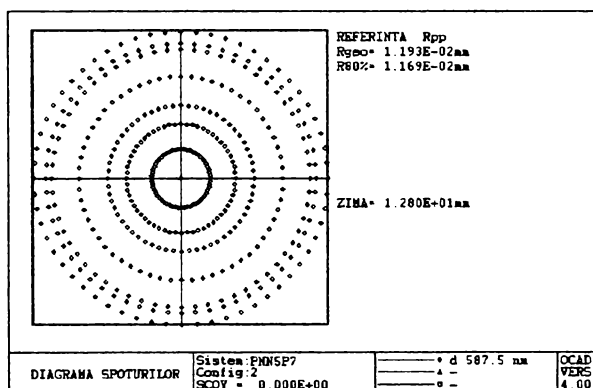
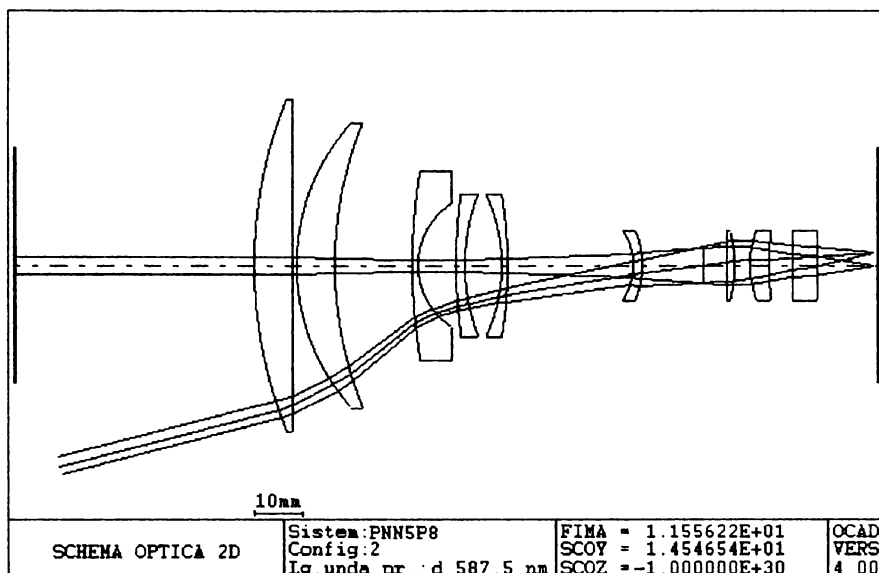


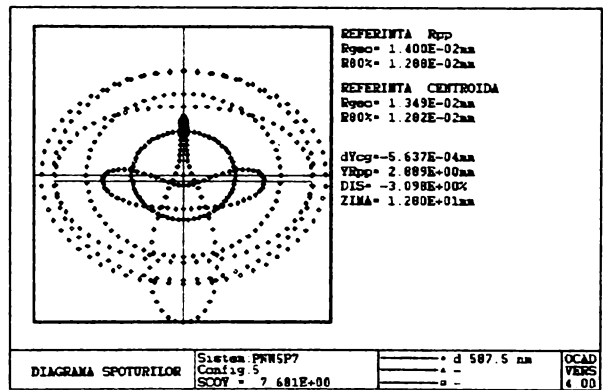
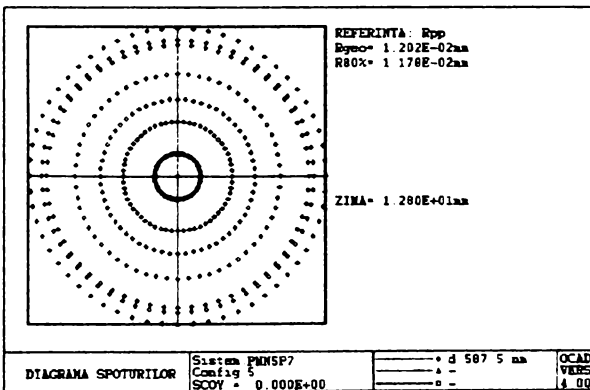
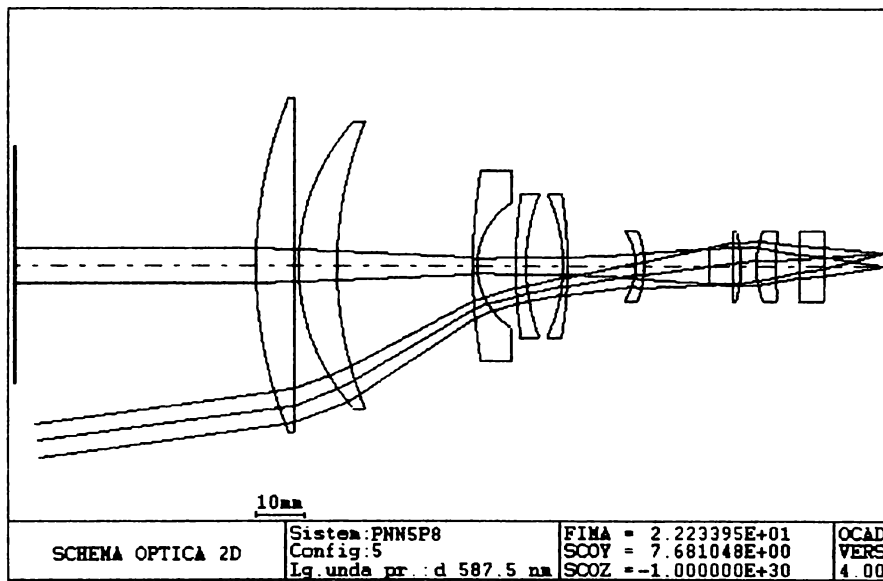
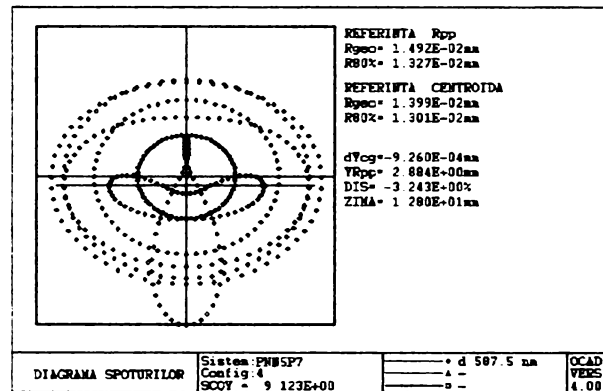
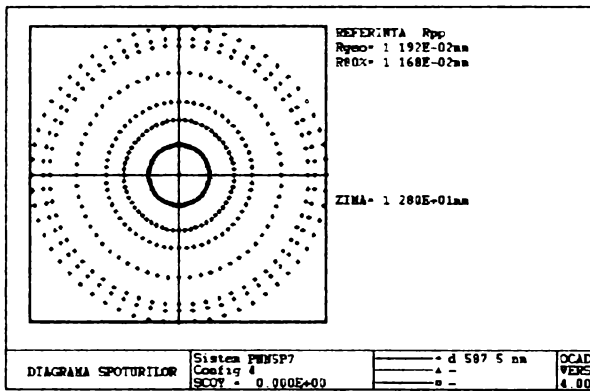
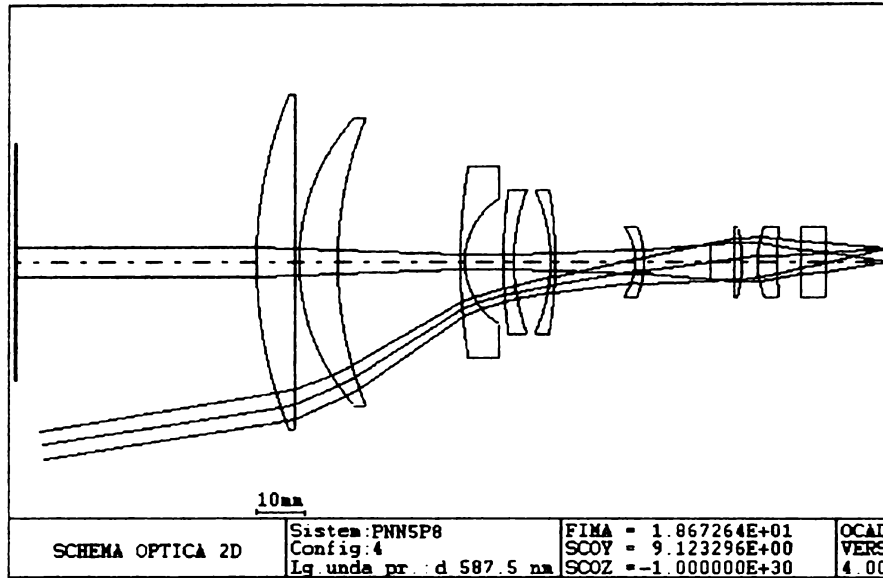
### 6.3.2.6. Analiza sistemului final

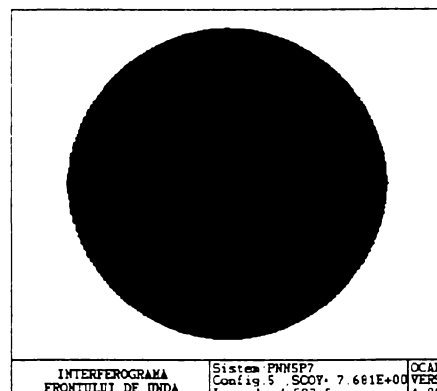
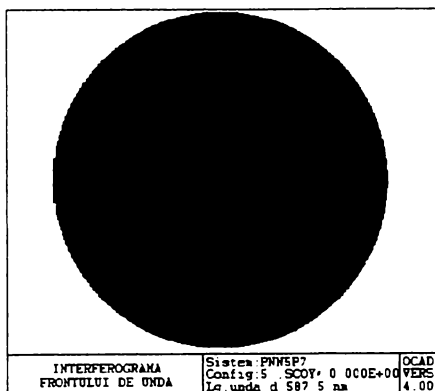
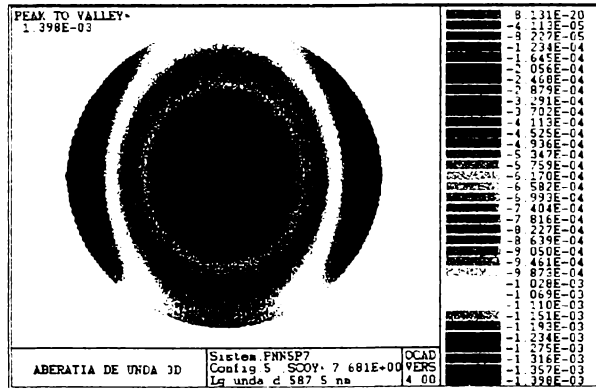
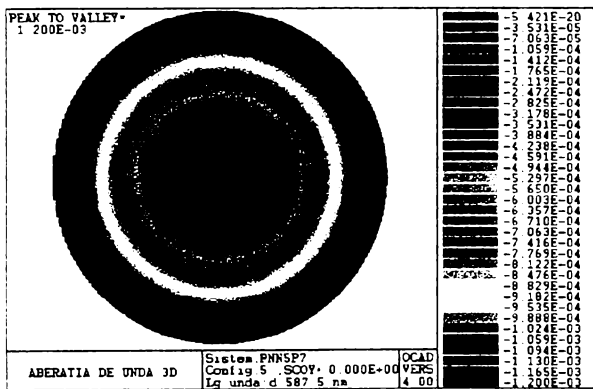
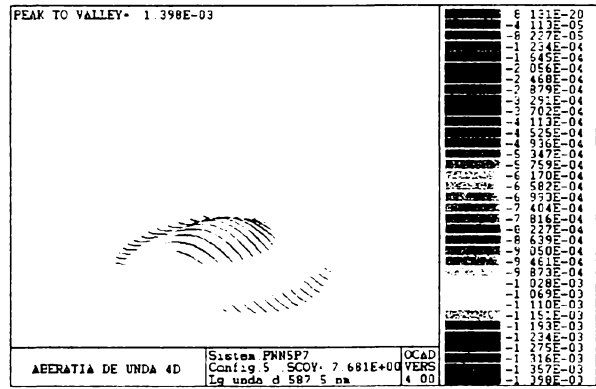
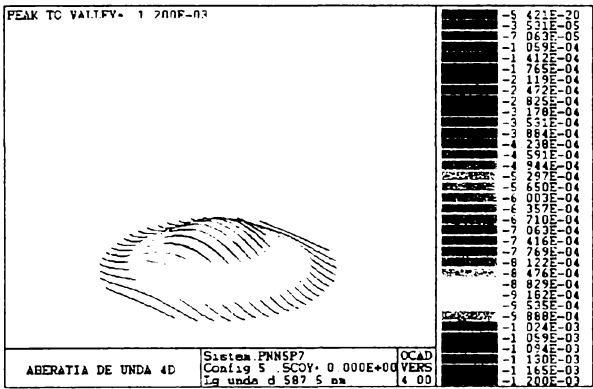
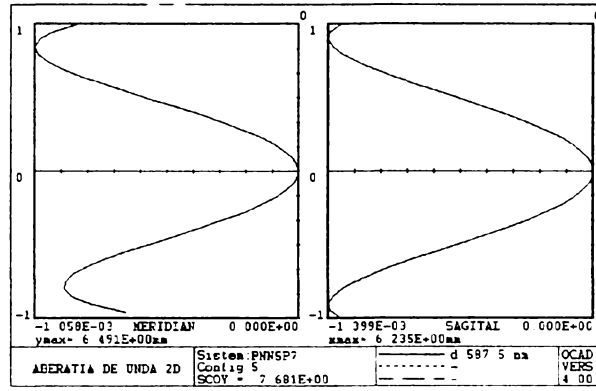
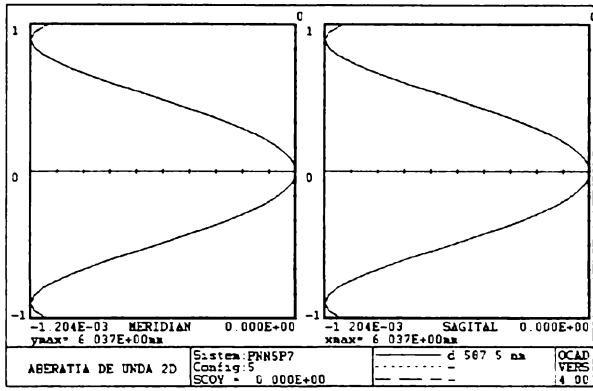


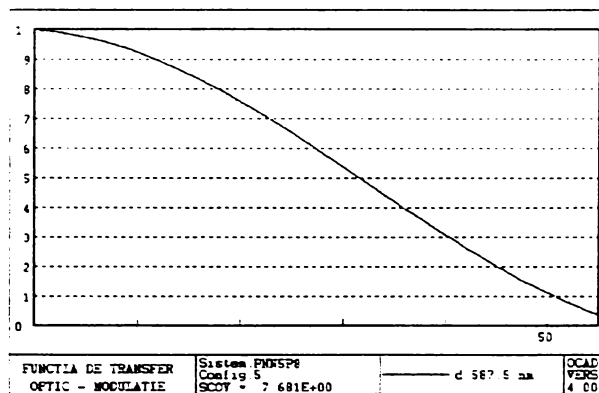
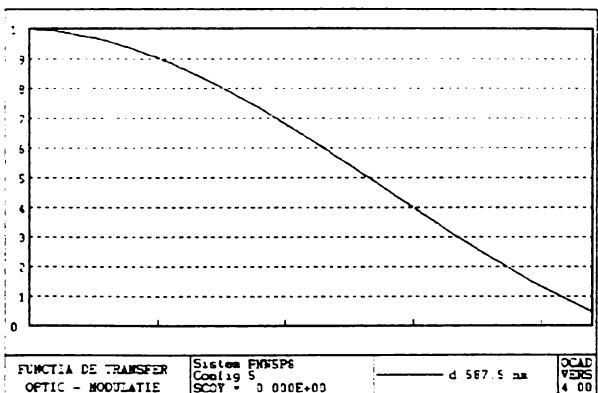
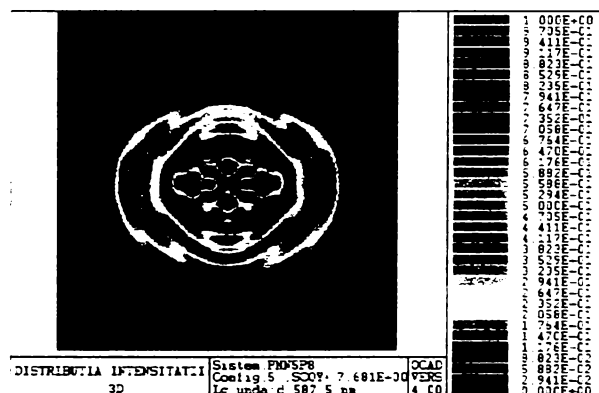
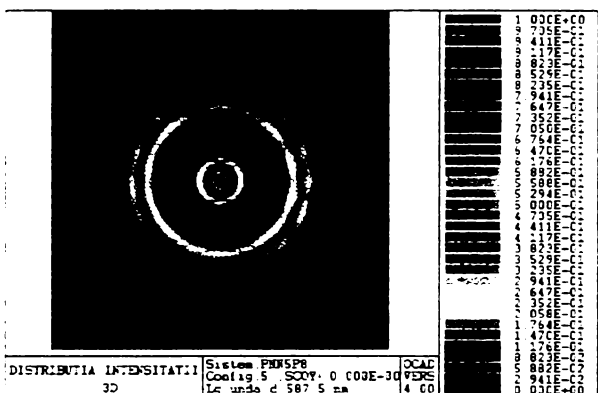
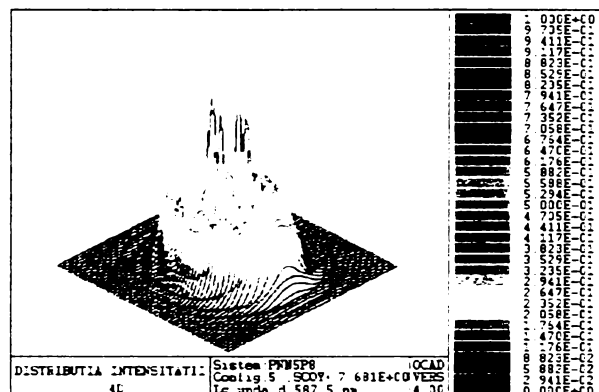
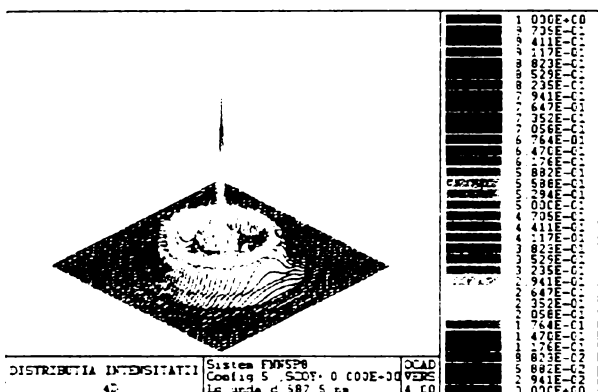
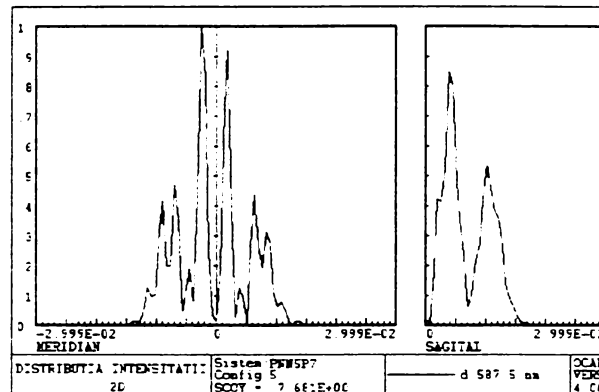
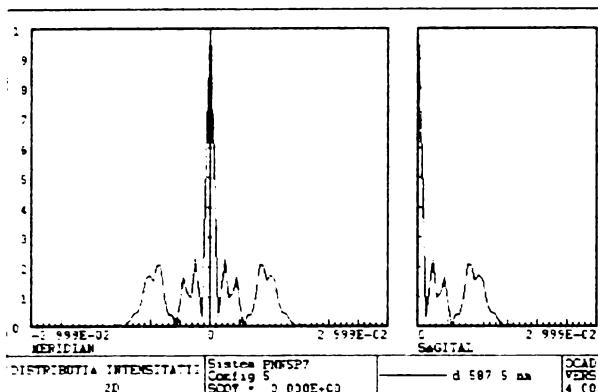


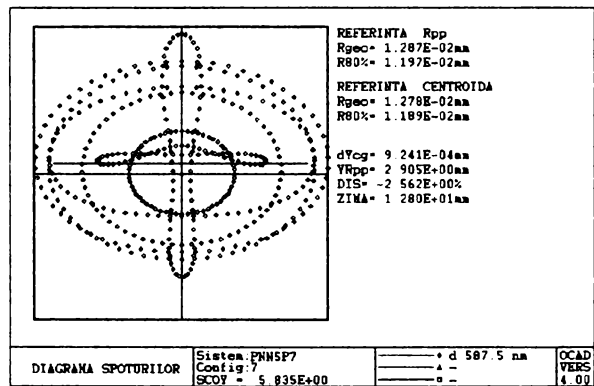
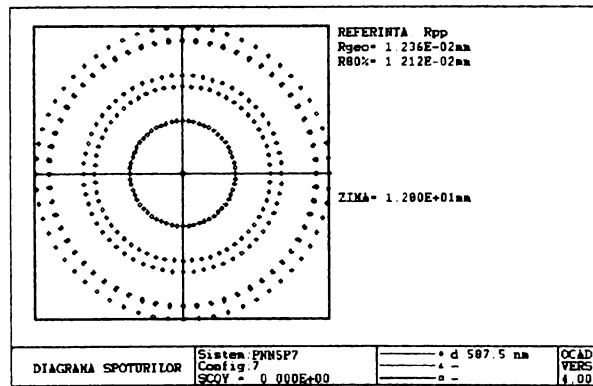
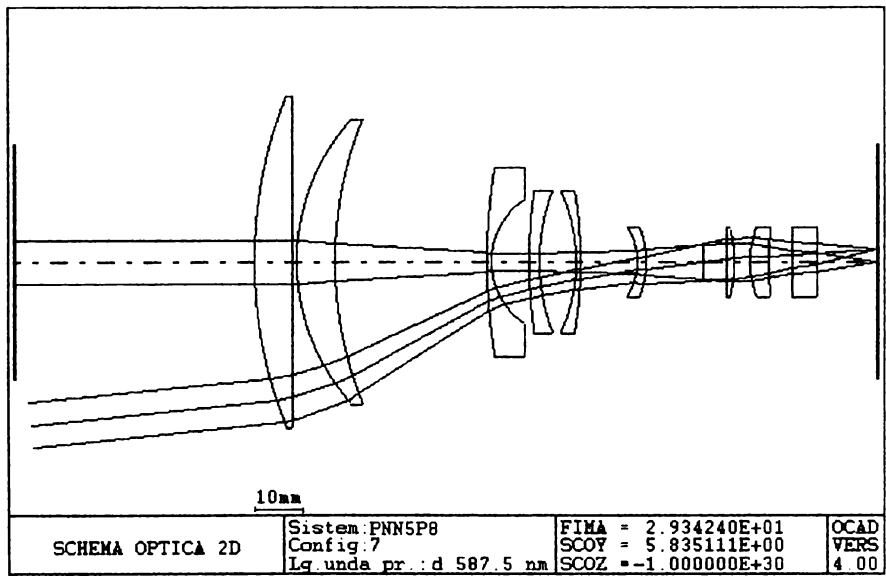
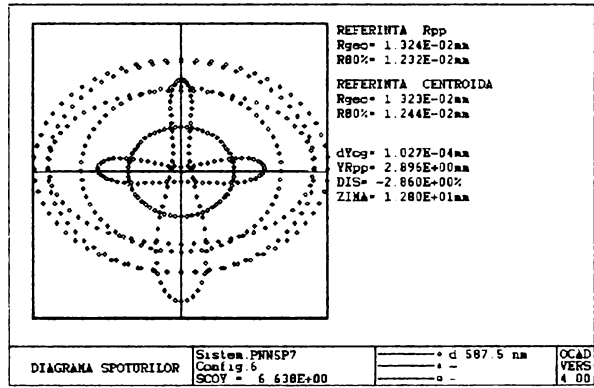
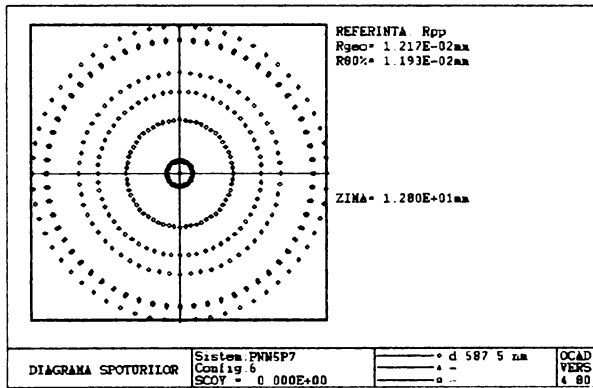
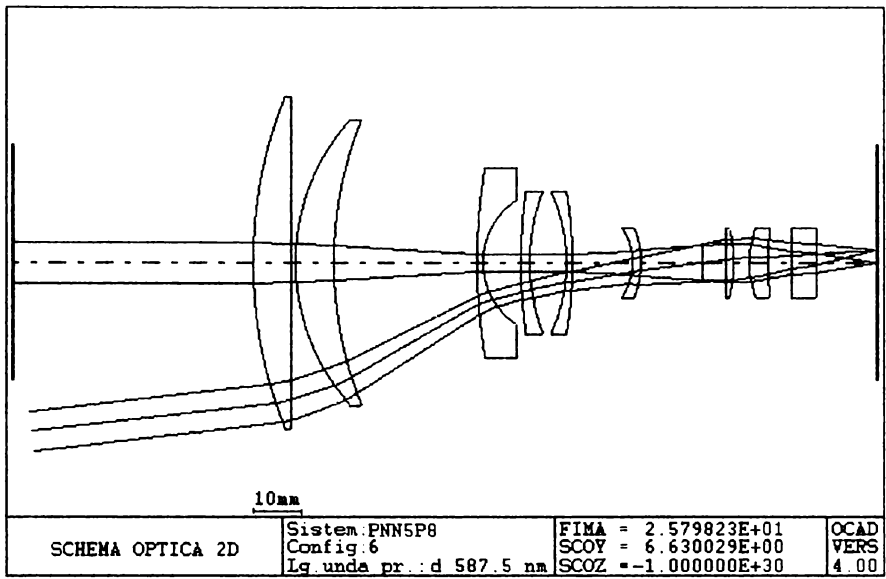




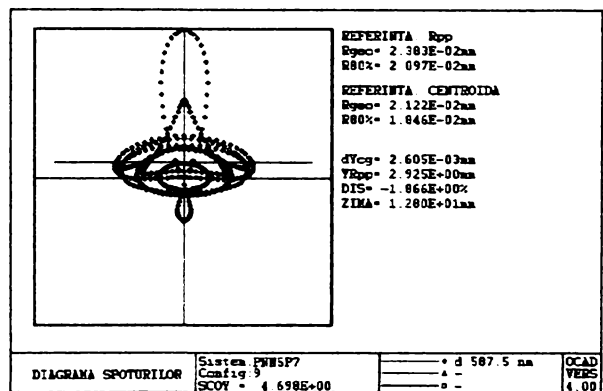
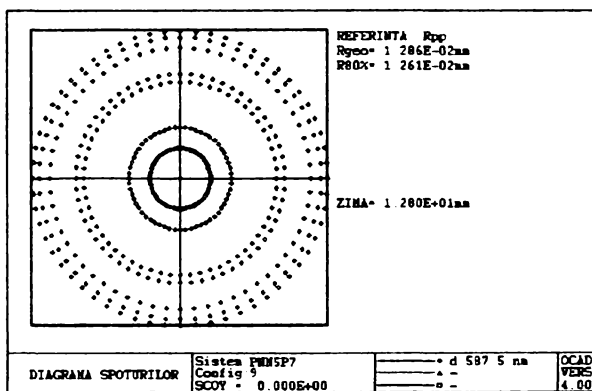
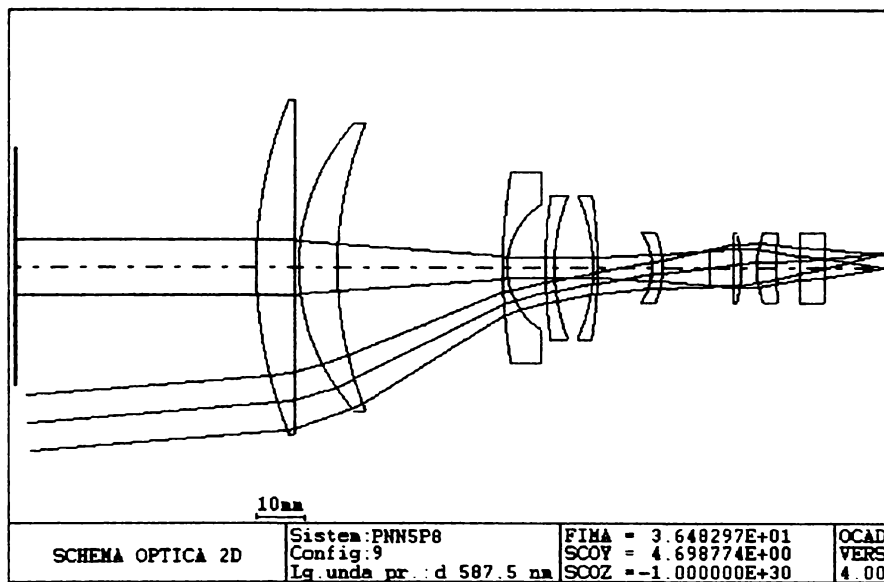
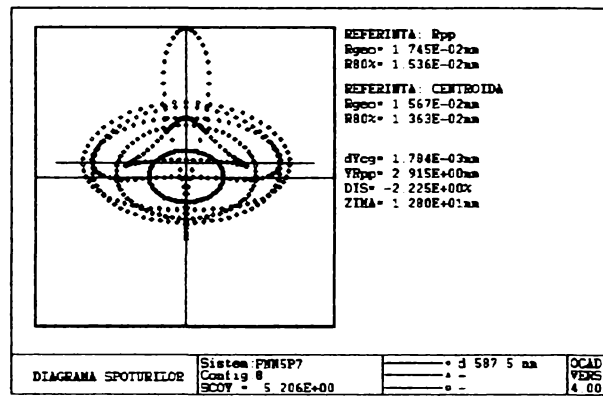
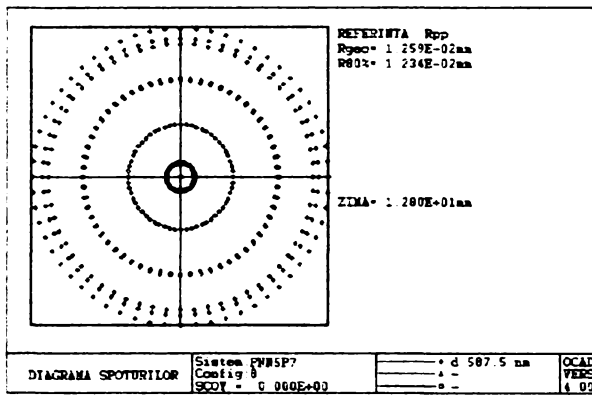
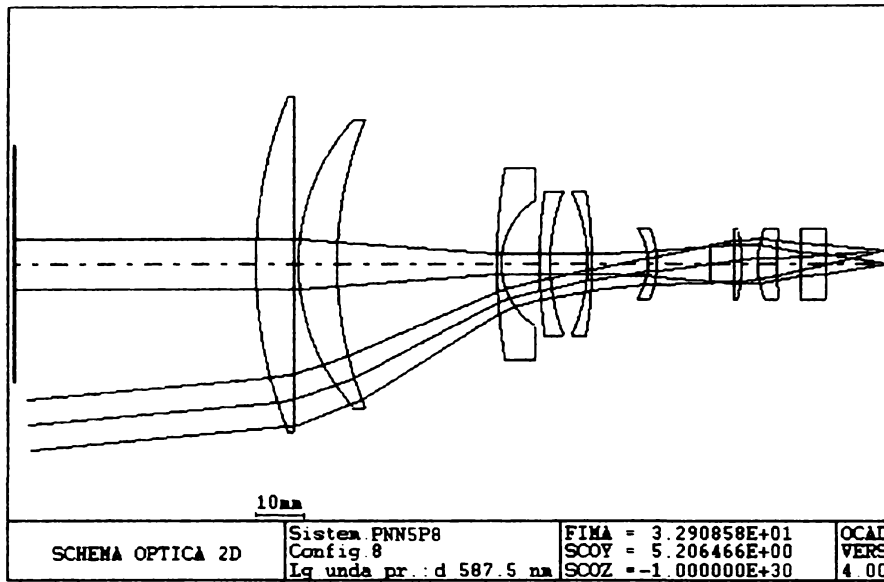


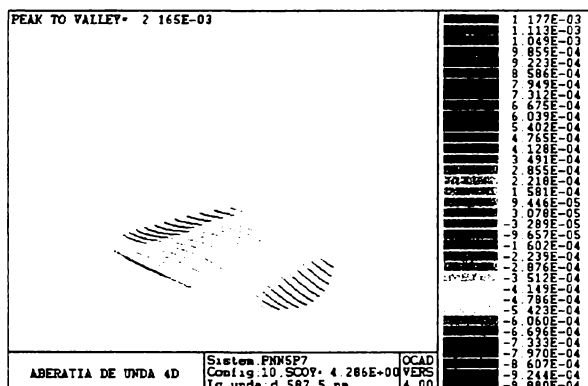
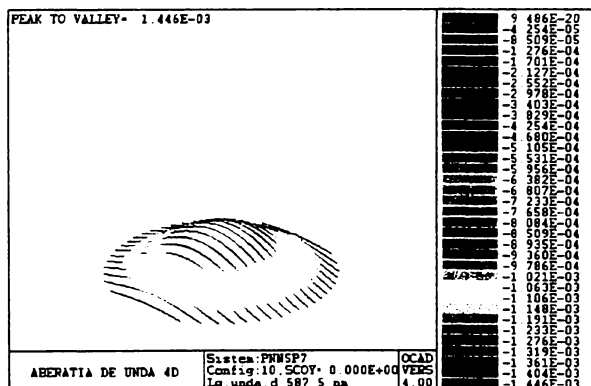
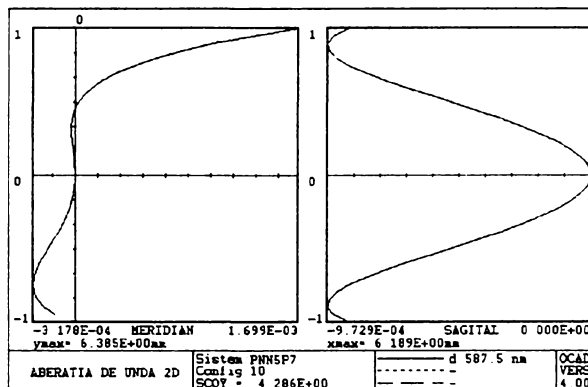
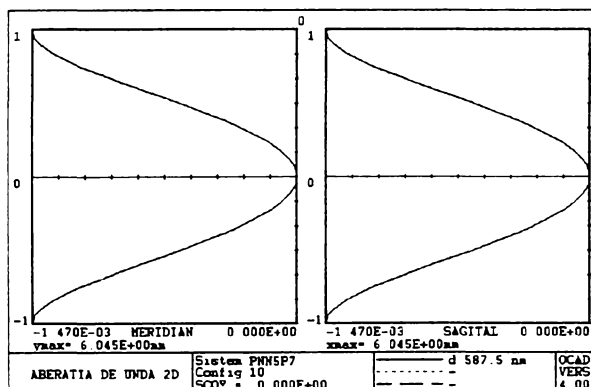
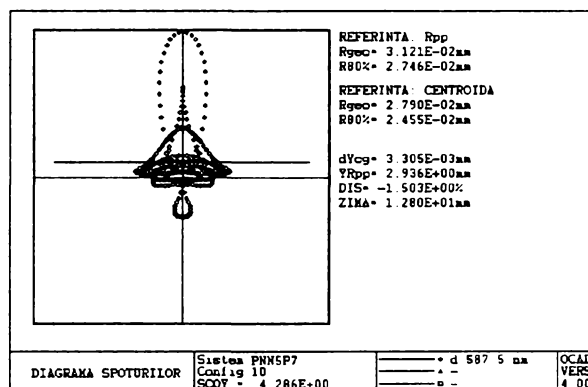
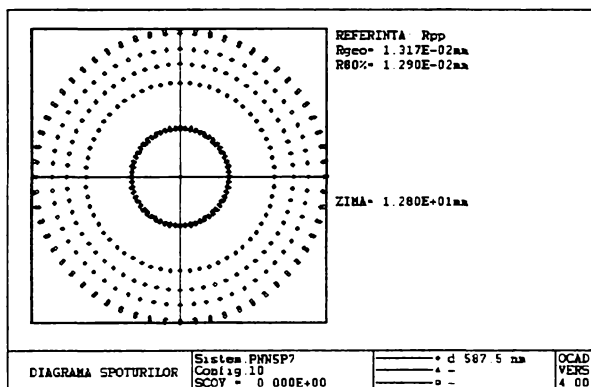
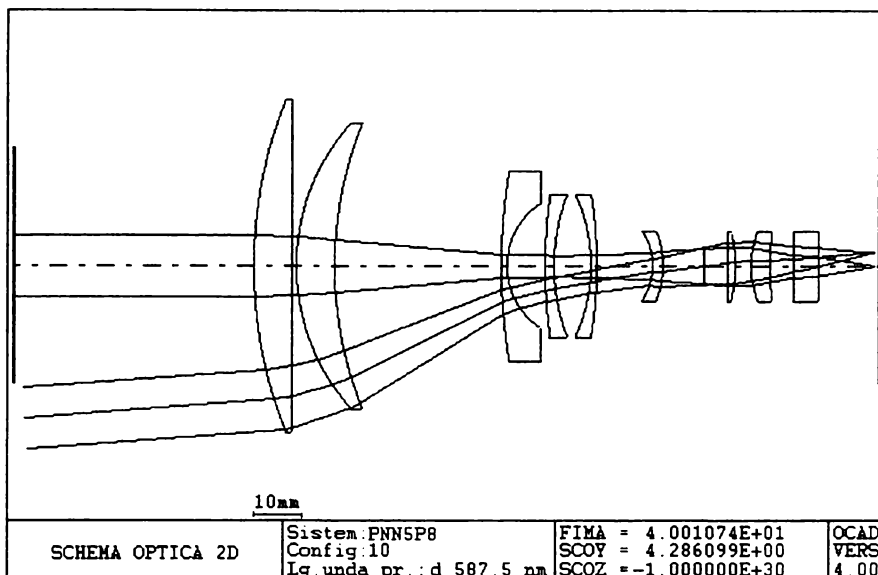


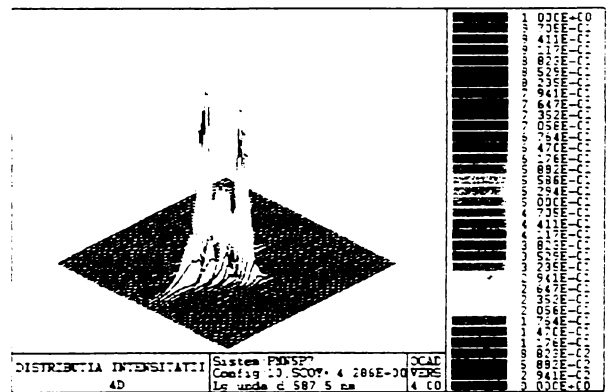
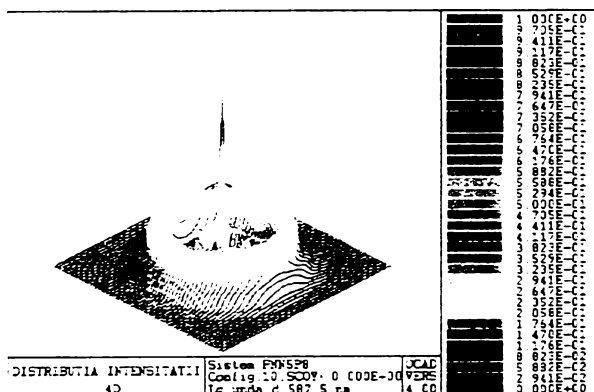
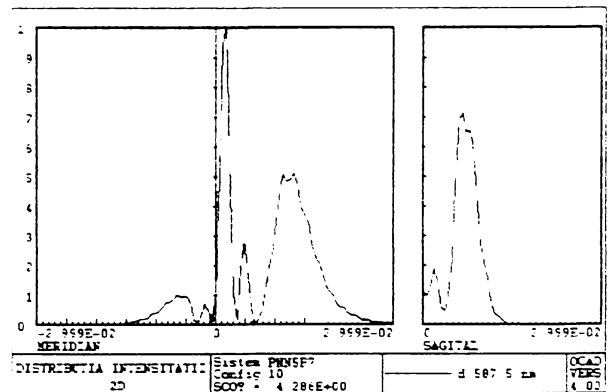
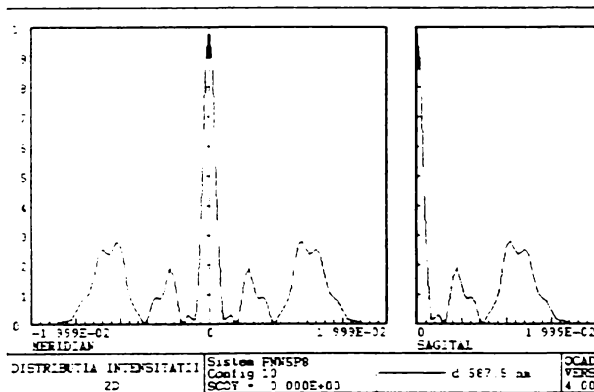
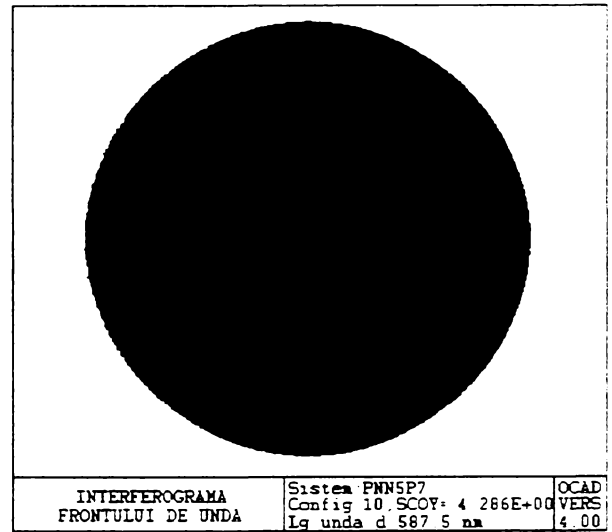
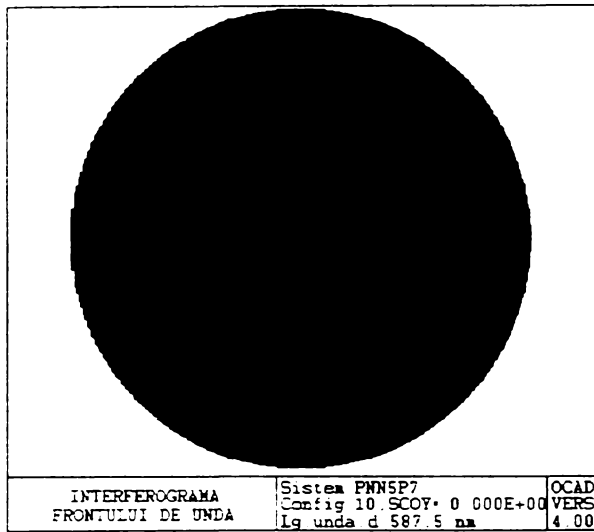
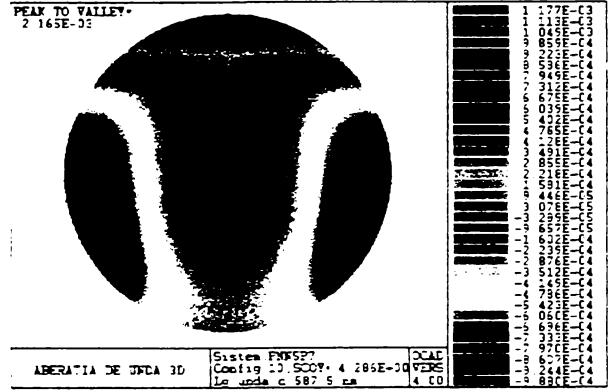
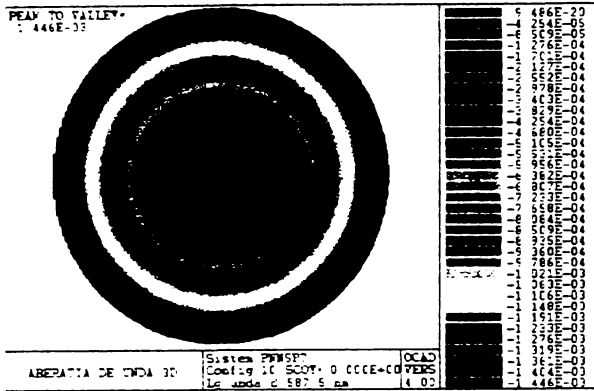












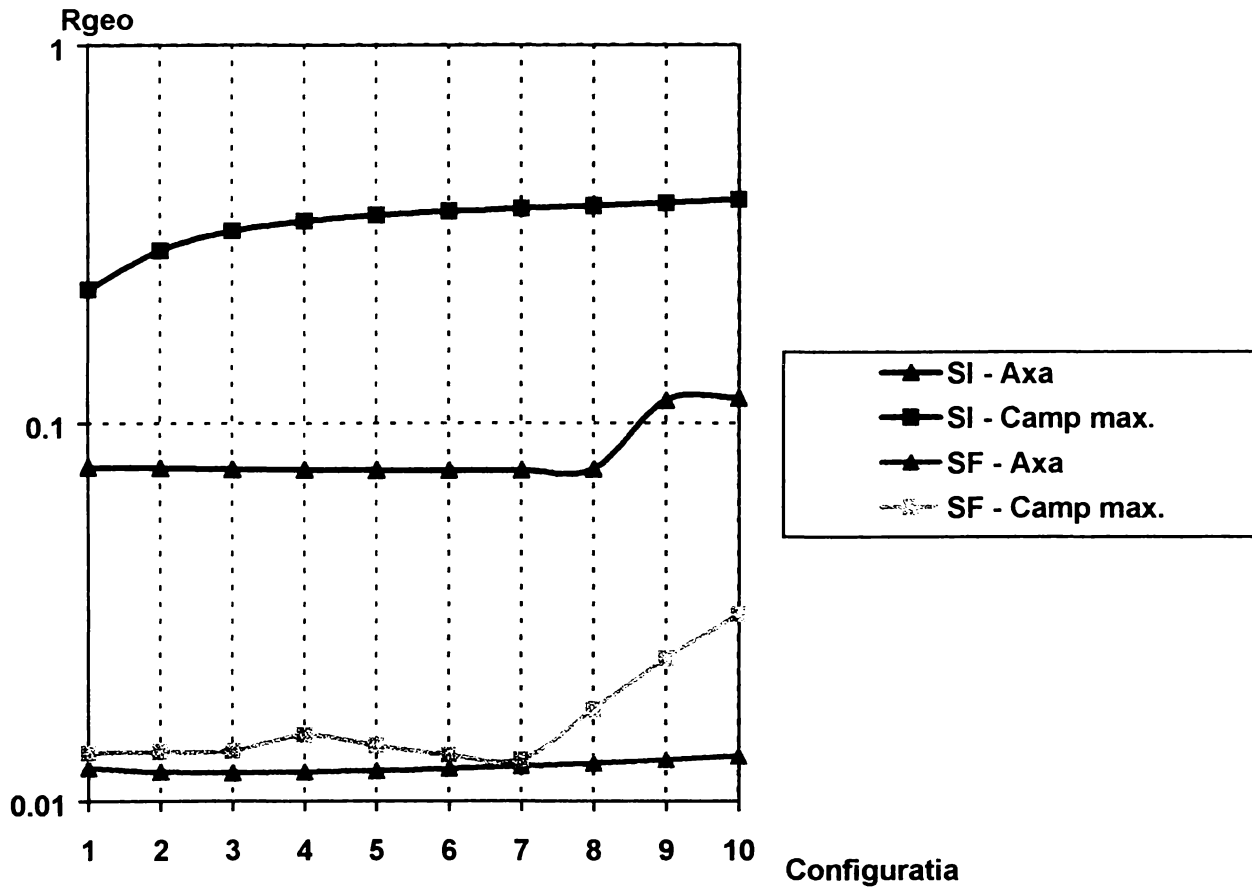
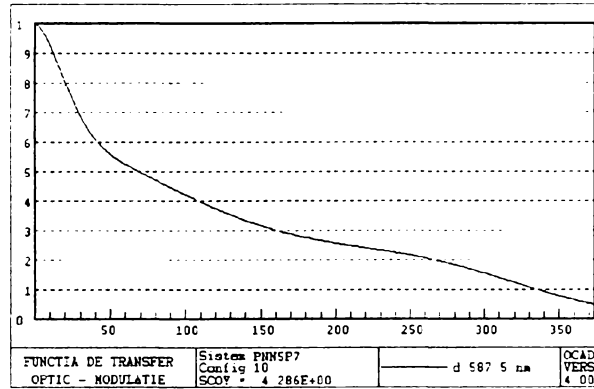
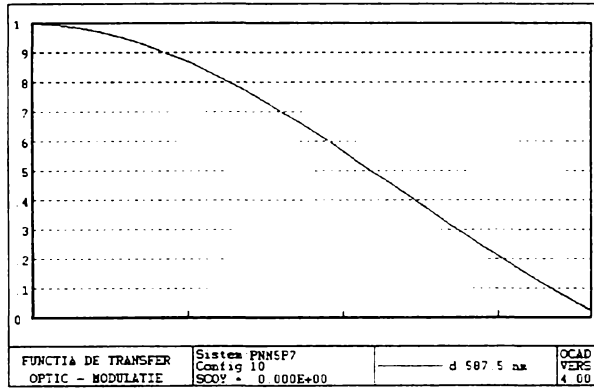
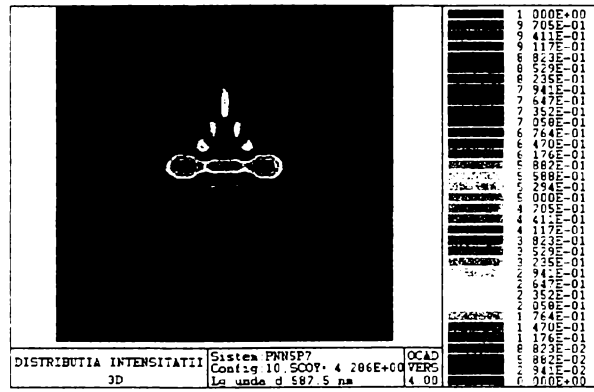
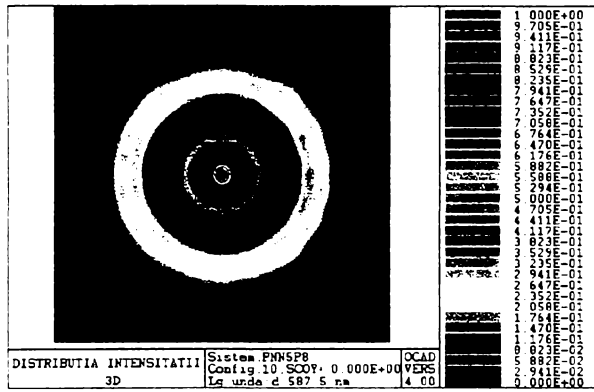


Fig. 6.4 Variația razei geometrice a petei de difuzie în funcție de câmp și configurație la sistemul inițial (SI) neoptimizat și la sistemul final (SF) optimizat, în coordonate logaritmice.

În legătură cu diagramele prezentate ca rezultat al analizei este necesară precizarea următoarelor aspecte:

- configurațiile hașurate în tabelele 6.3 și 6.5 reprezintă configurațiile în care se face optimizarea globală a sistemului variofocal;
- la sistemul PNN5P8, domeniul de variație al distanței focale a sistemului a fost modificat de la 7.1 – 35.5 la 8 – 40, deoarece în configurația  $f_w = 7.1$  nu a putut fi menținută structura gaussiană în urma sintezei seideliene;
- sistemele hibride sunt analizate folosind ca indicator diametrul petei de difuzie, pe axă și la extremitatea câmpului, în 10 configurații ale sistemelor;
- pentru obținerea unei calități mai bune sistemelor li se pot adăuga și alte resurse decât cele folosite;
- analiza sistemelor finale s-a făcut și prezentat detaliat în configurațiile extreme și în cea de la jumătatea domeniului de variație al distanței focale și sumară în celelate configurații;
- în diagramele care reprezintă funcția optică de transfer, în abscisă, frecvența spațială are valoarea diviziunii este de 10 pl / mm;
- rezultatele procesului de optimizare sunt prezentate în diagramele de nivel din figurile 6.2 și 6.4.

## 7. CONCLUZII FINALE

Cele două exemple prezentate în capitolul precedent nu au fost alese întâmplător. Ele reprezintă două tipuri diferite de sisteme variofocale, cu aplicații diferite, a căror sinteză gaussiană s-a făcut folosind metodologia elaborată în cadrul acestei lucrări în subcapitolul 2.8.

Sinteza seideliană a fost făcută de asemenea diferit, în primul exemplu, pentru sistemul NPN35-4D, a fost folosită metoda adaptivă, la al doilea sistem prezentat, PNN5P8, a fost folosită metoda clasică.

Ambele sisteme inițiale au fost analizate pe baza diametrului petei de difuzie și optimizate, cu menținerea structurii gaussiene fiecăruia, folosind algoritmul cvasi-Newton de optimizare prezentat în subcapitolul 5.3.6.2.

Din analiza calității obiectivelor prezentate, rezultă următoarele:

1. metodologia sintezei gaussiene este corectă, sistemele existând în toate configurațiile dorite;
2. metoda adaptivă, de proiectare seideliană, este cel puțin la fel de eficientă ca metoda clasică cu îmbunătățirile aduse, nivelul aberațiilor sistemului rezultat fiind mici;
3. în cadrul metodei clasice de sinteză, strategia compensării aberațiilor s-a dovedit a fi cea corectă;
4. analizarea sistemului în mai multe configurații oferă în mod cert o imagine asupra nivelului global de aberații;
5. metodologia de selectare a funcțiilor componente ale funcției de merit este corectă, fapt dovedit de reducerea globală a nivelului aberațiilor, diagramele 6.3 și 6.4 exprimând cert acest rezultat;
6. metoda Newton modificată s-a dovedit a fi extrem de eficientă la optimizarea sistemelor variofocale, convergența fiind rapidă, chiar și în condițiile unui număr mare de funcții în componența funcției de merit.

În esență, metodologiile de proiectare, adică de sinteză, analiză și optimizare elaborate de autor sunt corecte și aplicabile, cu rezultate remarcabile, la sintetizarea sistemelor optice variofocale de diferite tipuri.

### 7.1. CONTRIBUȚIA AUTORULUI

Contribuția autorului constă în elaborarea unei teorii generale de proiectare a sistemelor optice variofocale cu compensare mecanică, exemplificată cu succes la calculul obiectivelor zoom pentru aparate foto, video și TV, teorie care conține soluții originale la următoarele probleme fundamentale:

- metodologia de proiectare a unui sistem optic variofocal, pornind de la datele impuse prin tema de proiectare, adică sinteza unui sistem optic variofocal;
- optimizarea parametrilor constructivi ai unui sistem optic variofocal cu funcții de calitate și comandă stabilite judicios;
- metodologia analizei calității unui sistem optic variofocal cu funcții și criterii de calitate reprezentative.

Soluțiile date în lucrare se constituie în metodologii complete privind sinteza, analiza și optimizarea sistemelor optice variofocale, contribuția autorului, pe domenii, fiind următoarea:

#### **În domeniul sintezei gaussiene:**

1. Au fost formulate cinci condiții generale, pe care orice sistem variofocal trebuie să le satisfacă, iar pe baza acestora s-au stabilit schemele optice de referință pentru sistemele optice variofocale.
2. A fost elaborată o metodă și un algoritm de clasificare, alegere și sinteză a variatoarelor pentru sisteme optice variofocale cu compensare mecanică.
3. A fost elaborată o metodă și un algoritm de clasificare, alegere și sinteză a compensatoarelor pentru sisteme optice variofocale cu compensare mecanică și au fost definite domeniile de existență ale acestora.
4. A fost dezvoltată o metodă și un algoritm de sinteză a sistemelor optice variofocale cu domeniul de variație extins.
5. A fost realizată o metodă și un algoritm de sinteză a sistemelor optice variofocale detensionate, cu deplasări relaxate și au fost definite domeniile de existență și utilizare ale acestora.

#### **În domeniul analizei gaussiene:**

6. A fost elaborat un algoritm de analiză a limitelor fundamentale ale sistemelor optice variofocale.

#### **În domeniul sintezei seideliene:**

7. Au fost stabilite schemele structurale ale modulelor și cele mai favorabile combinații de materiale optice pentru elementele optice din componentă.
8. Au fost stabilite strategii eficiente pentru compensarea aberațiilor.
9. A fost dezvoltată o metodă alternativă la metoda clasică de sinteză, numită *sinteză adaptivă a sistemelor optice variofocale*, cu rezultate remarcabile.

#### **În domeniul analizei și criteriilor de calitate**

10. A fost realizat un program complet pentru analiza deplasărilor și a aberațiilor sistemelor optice variofocale.
11. Au fost introduse diagramele de analiză globală a diametrelor spoturilor.
12. Au fost formulate criterii locale și globale de calitate pentru sisteme optice variofocale, care permit compararea reciprocă, din punct de vedere calitativ, a acestora.

**În domeniul optimizării:**

13. A fost realizată o remodelare și o extindere a metodei lui Newton, noua metodă fiind aplicată cu succes la optimizarea sistemelor optice variofocale.
14. A fost elaborată o metodologie de stabilire a funcțiilor de calitate și comandă din componența funcției de merit.
15. A fost realizat un program complet pentru optimizarea sistemelor optice variofocale.

**7.2. NOI DIRECȚII DE DEZVOLTARE**

Oricât de completă ar putea fi considerată, teza evidențiază necesitatea continuării cercetărilor în următoarele direcții:

1. Elaborarea sintezei gaussiene a sistemelor optice variofocale cu multiple module zoom, pentru obținerea unor factori mari de variație a distanței focale.
2. Elaborarea unei sinteze seideliene care să ia în considerație aberațiile pupilare.
3. Elaborarea unei metodologii de calcul care să permită stabilizarea aberațiilor pe tot domeniul de existență al modulului zoom.
4. Elaborarea unei metodologii de introducere a suprafețelor asferice în sistemele optice variofocale.
5. Studiarea comportării dinamice a obiectivelor variofocale cu viteze mari de deplasare, ca de exemplu cele din componența copiatoarelor.
6. Studiul mecanismelor de obținere a mișcărilor modulelor și stabilirea tehnologiilor de realizare a acestora.



## 8. BIBLIOGRAFIE

### ARTICOLE: ANALIZĂ (AN)

1. Alpair, R. **Algebraic Ray Tracing on a Digital Computer**  
APPLIED OPTICS, 1969, No. 2, Vol. 8, p. 293-304.
2. Anderson, T., B. **Automatic computation of optical aberration coefficients**  
APPLIED OPTICS, 1980, Vol. 19, No. 22, p. 3800-3816.
3. Baliga, J., V.  
Cohn, B., D. **Simplified method for calculating encircled energy**  
SPIE, 1988, Vol. 892, p. 152 - 156.
4. Barakat, R.  
Sander, B., H. **Detremination of the wave-front aberration function from measured values of the point-spread function: a two-dimensional phase retrieval problem**  
JOSA, 1992, Vol. 9, No. 10, p. 1715 - 1723.
5. Bastiaans, M., J.  
Van de Mortel, G. **Wigner distribution function of a circular aperture**  
JOSA, 1996, Vol. 13, No. 8, p. 1698 - 1703.
6. Buchdahl, H., A. **Spherical aberration coefficients of the second kind**  
JOSA, 1996, Vol. 13, No. 5, p. 1114 - 1120.
7. Busselle, F., J.  
Rose, S. **The use of simple relationships between wavefront aberration and wavelenght to approximate the polychromatic optical transfer function of 8 to 12 um thermal imaging lenses**  
OPTICA ACTA, 1990, Vol. 37, No. 6, p. 1107-1125.
8. Chang, R.  
Stavroudis, O., N. **Generalized ray tracing, caustic surfaces, generalized bending and the construction of a novel merit function for optical design**  
JOSA, 1980, Vol. 70, No. 8, p. 976-985.
9. Changhwi, C. **Curvilinear bicubic spline fit interpolation scheme**  
OPTICA ACTA, 1973, Vol. 20, No. 12, p. 979-993.
10. Chen, J. **Ray tracing of Fresnel systems**  
APPLIED OPTICS, 19893, Vol. 22, No. 4, p. 560-562.
11. Di Francia, T.,G **Degree of freedom of an image**  
JOSA, 1969, Vol. 59, No. 7, p. 799-804.
12. Hew, P., C.  
Alder, M., D. **Recognition of Printed Digits using Zernike or Orthogonal Fourier-Mellon Moments**  
University of Western Australia, 1998
13. Dietzsch, E. **Zur Berechnung der strehlschen Deffinitionshelligkeit für ausseraxiale Bildpunkte**  
FEINGERATETECHNIK, 1974, Nr. 23, p. 31-35.

14. Dragt, A., J. **Lie algebraic theory of geometrical optics and optical aberrations**  
JOSA, 1982, Vol. 72, No. 3, p. 372 - 379.
15. Erhardt, A.  
Zinser, G. şa **Reconstructing 3-D light microscopic images by digital image procesing**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, No. 2, p. 194-200.
16. Forbes, G. W. **Optical system assessment for design: numerical ray tracing in the Gaussian pupil**  
JOSA, 1988, Vol. 5, No. 11, p. 1943 - 1956.
17. Forbes, G., W. **Chromatic coordinates in aberration theory**  
JOSA, 1984, Vol. 1, No. 4, p. 344 - 349.
18. Forbes, G., W.  
Asatryan, A., A. **Reducing canonical diffraction problems to singularity-free one-dimensional integrals**  
JOSA, 1998, Vol. 15, No. 5, p. 1320 - 1354.
19. Forbes, G., W. **Singularities of multivariate Lagrangian aberration functions**  
JOSA, 1986, Vol. 3, No. 9, p. 1370 - 1375.
20. Forbes, G., W. **Acceleration of the convergence of multivariate aberration series**  
JOSA, 1986, Vol. 3, No. 9, p. 1384 - 1394.
21. Forbes, G., W. **Extension of the convergence of multivariate aberration series**  
JOSA, 1986, Vol. 3, No. 9, p. 1376 - 1383.
22. Forbes, G., W. **Weighted truncation of power series and the computation of chromatic aberration coefficients**  
JOSA, 1984, Vol. 1, No. 4, p. 350- 355.
23. Forbes, G., W.  
Wallace, J., K. **Can the bounds to system performance in geometrical optics be attained ?**  
JOSA, 1995, Vol. 12, No. 9, p. 2064 - 2071.
24. Iglesias, I. **Parametric wave-aberration retrieval from point spread function data by use of a piramidal recursive algoritm**  
APPLIED OPTICS, 1998, Vol. 37, No. 23, p. 5427 - 5430.
25. Fredal, D.  
El-Hewie, M., F. **3-D simulation of optical aberration of higher orders used in an optimization of lens construction parameters**  
SPIE, 1988, Vol. 892, p. 157 - 163.
26. Groskopf, C.  
Hertel, J. **Berechnung von Lichtgebirgen zu rotationssymmetrischen Wellenflächen**  
OPTICA ACTA, 1967, Vol. 14, No. 2, p. 183-193.
27. Haferkorn, H.  
Grossmann, W. şa **Die Anwendungsmöglichkeiten der schnellen Fouriertransformation zur rationellen Berechnung wellenoptischer Gütekriterien**  
FEINGERATETECHNIK, 1970, Heft 10, p. 455-459.

28. Haferkorn, H.  
Nitsche, M. **Zur Behandlung der kohärenten optischen Abbildung mit der Greenschen Funktion**  
Wiss. Z. TH Ilmenau, Nr. 19, 1973., p. 251-257.
29. Haferkorn, H.  
Pudenz, J. **Vergleichende Genauigkeitsuntersuchung bei der Bestimmung der Wellenaberration nach dem Fermatschen Prinzip**  
FEINGERATETECHNIK, 1974, Nr. 23, p. 35-37.
30. Hakkarainen, J.  
Rosenbruch, K., J. **Leistungsmessungen an einem Weitwinkelobjektiv für Luftbildaufnahmen**  
OPTIK, 1981, Nr. 58, p. 267-280.
31. Hariharan, P.  
Oreb, B.  
Wanzhi, Z. **Measurement of aspheric surfaces using a microcomputer controlled digital radial shear interferometer**  
OPTICA ACTA, 1984, Vol. 31, No. 9, p. 989-999.
32. Herzberger, M. **Image error theory for finite aperture and field**  
JOSA, 1948, Vol. 38, No. 8, p. 736-738.
33. Herzberger, M. **Intrinsek image - error theory**  
JOSA, 1956, Vol. 36, No. 2, p. 132-138.
34. Herzberger, M.  
Marchand, E. **Image error theory for finite aperture and field**  
JOSA, 1952, Vol. 42, No. 5, p. 306-321.
35. Hopkins, H., H. **An extension of Fermat's theorem**  
OPTICA ACTA, 1970, Vol. 17, No. 3, p. 223-225.
36. Hopkins, H., H. **Calculation of the aberrations and image assessment for a general optical system**  
OPTICA ACTA, 1981, Vol. 28, No. 5, 667-714.
37. Hopkins, H., H. **Image formation by a general optical system 1: General theory**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, No. 16, p. 2491-2519.
38. Howell, J.  
Wilson, M. **Automatic ray-surface intersection method**  
APPLIED OPTICS, 1982, Vol. 21, No. 12, p. 2184-2188.
39. Hull, C., C.  
Maxwell, J. **Multidimensional quadratic extrapolation method for the correction of aberration in lens systems**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2234 - 2240.
40. Jackson, D., G.  
Gu, M.  
Sheppard, C., G. **Three-dimensional optical transfer function for circular and annular lenses with spherical aberration and defocus**  
JOSA, 1994, Vol. 11, No. 6, p. 1758 - 1767.
41. Kammerer, J **Ein Verfahren zur raschen Ermittlung der Definitionshelligkeit**  
Reprinted from the proceedings of a symposium on Astronomical optics and Related Subjects, Manchester, 1955.
42. Kammerer, J. **Über das Auftreten mehrerer Bildebenen bei Photoobjektiven**  
OPTIK, 1957, Nr. 14, P. 399-410.

43. Kondo, M.                    **Matrix method for nonlinear transformation and its application to an optical lens system**  
Takeuchi, Y.                    JOSA, 1996, Vol. 13, No. 1, p. 71 - 89.
44. Kross, J.                      **Fehler-Darstellung durch Tschebyscheff polynome**  
OPTIK, 1964, Nr. 21, p. 498-508.
45. Kross, J.                      **Einheitliche Formulierung der Objektabbildung und der Blendenprojektion im Seidelschen Bereich**  
OPTIK, 1967, Nr. 25, p. 140-149.
46. Kross, J.                      **Ansätze für optische Systeme durch Seidelsche Korrektur mit asphärischen Flächen**  
Schumann, R.                    OPTIK, 1984, Vol. 67, Nr. 2, p. 127 - 135.
47. Kross, J.                      **Zur Korrektur optischer Systeme mit asphärischen Flächen**  
Schumann, R.                    OPTIK, 1985, Vol. 70, p. 76 ff
48. Kross, J.                      **Untersuchung zur Optik - Konstruktion abbildender Systeme mit asphärischen Flächen**  
Oertemann, F. W.                Mitteilungen und Berichte des O.I. der T.U. Berlin, 1987, Heft 27  
Schumann, R.
49. Li, Yajun                      **Airy pattern and the saddle points in the focal region**  
JOSA, 1991, Vol. 8, No. 5, p. 746 - 749.
50. Loomis, J., S.                **Evaluation of optical aberrations in point images**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2211 - 2222.
51. Lopez, E.                      **Primary aberrations for a refracting surface of non-revolution**  
Gomez-Reino, C.                OPTICA ACTA, 1990, Vol. 37, No. 9, p. 1503-1515.
52. Lyons, K.                      **Effect of instrumental spherical aberration on visual image quality**  
Mouroulis, P.                    JOSA, 1996, Vol. 13, No. 2, p. 193 - 205.  
Cheng, D.
53. Ma, J.                          **Depth from zooming**  
Olsen, S., I.                      JOSA, 1990, Vol. 7, No. 10, p. 1883 - 1890.
54. Macdonald, J.                **The calculation of the optical transfer function**  
OPTICA ACTA, 1971, Vol. 18, No. 4, p. 269-290.
55. Mahajan, V., N.              **Symmetry properties of aberrated point-spread functions**  
JOSA, 1994, Vol. 11, No. 7, p. 1993 - 2003.
56. Mahajan, V., N.              **Zernike annular polynomials for imaging systems with annular pupils**  
JOSA, 1981, Vol. 71, No. 1, p. 75 - 85.
57. Martial, G.                    **Strehl ratio and aberration balancing**  
JOSA, 1991, Vol. 8, No. 1, p. 164 - 170.
58. Moore, D., T.                **Design of singlets with continuously varying indices of refraction**  
JOSA, 1971, Vol. 61, No. 7, p. 886-894.

59. Muchel, F. **ICS - Ein neues Optikprinzip**  
ZEISS Information, H. 100, Band 30, 1989, p. 20 - 27.
60. Murphy, P., K. **Hexagonal sampling techniques applied to**  
Gallagher, N., C. **Fourier and Fresnel digital holograms**  
JOSA, 1982, Vol. 72, No. 7, p. 929 - 937.
61. Naundorf, W. **Die Berechnung asphärischer Flächen in**  
**optischen Systemen**  
FEINGERÄTETECHNIK, 1968, Heft 9, p. 385 - 389.
62. Negro, J., E. **Subaperture optical system testing**  
APPLIED OPTICS, 1984, Vol. 23, No. 12, p. 1921-1930.
63. Nemoto, S. **Nonparaxial gaussian beams**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 13, 1940-1946.
64. Neupert, W., D. **Quellbereiche auf der Austrittspupille als**  
Slevogt, H. **Hilfsmittel zur Analyse des Punktbildes**  
OPTIK, 1971, Nr. 34, p. 46-52.
65. Newman, E. **Determining the intensities produced by reflected**  
Oliker, V. **and refracted wave fronts in geometrical optics**  
JOSA, 1995, Vol. 12, No. 4, p. 784 - 793.
66. Nitsche, M. **Die Anwendung der schnellen**  
**Fouriertransformation zur Abbildung**  
**partiellkohärent beleuchteter Objekte**  
Wiss. Z. TH Ilmenau, 1971, Nr. 17, p. 73-85.
67. Pietraszkiewicz, **Mean square of the wave aberration as a coherent**  
K. **measure of the image quality**  
JOSA, 1994, Vol. 11, No. 3, p. 1053 - 1055.
68. Powell, I. **The computation of aberrational diffraction**  
**images for catadioptric systems**  
OPTICA ACTA, 1973, Vol. 20, No. 11, p. 879-900.
69. Powell, I. **Tracing finite rays through a Fresnel lens**  
APPLIED OPTICS, 1983, Vol. 22, No. 18, p. 2924-2926.
70. Rayces, J., L. **Least-squares fitting of orthogonal polynomials to**  
**the wave-aberration function**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2223 - 2228.
71. Rigler, A., K. **Spline funktions: an alternative representation of**  
Vogl, T., P. **aspheric surfaces**  
APPLIED OPTICS, 1971, Vol. 10, No. 7, p. 1648-1651.
72. Rimmer, M. **Analysis of perturbed lens system**  
APPLIED OPTICS, 1970, Vol. 9, No. 3, p. 533-537.
73. Rivolta, C. **Depth of focus of optical systems with a small**  
**amount of spherical aberration**  
APPLIED OPTICS, 1990, vol. 29, No. 22, p. 3249-3254.
74. Robb, P. **Computer ray tracing speeds**  
Pawlowsky, B. **APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 13, p. 1933-1939.**

75. Rosenbruch, K., J. **Comparision of different methods of assessing the performance of lenses**  
Offprint from Optical Instruments and Techniques, Oriel Press, 1969
76. Rosenbruch, K., J. **Some remarks about the measurment and calculation of optical transfer functions**  
Rosenbauer, K.  
SPIE, 1968, No. 13, p. 157-ff
77. Rosenbruch, K., J. **Wirkung von Wellenaberration bei Abbildung mit teilkoharenter Beleuchtung**  
Schneider, G.  
OPTIK, 1972, Nr. 35, p. 34-40.
78. Safa, H. **Algorithm for determination of the diffraction focus in the presence of small aberrations**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2229 - 2233.
79. Schultz, G. **Aberration free imaging of large fields with thin pencils**  
OPTICA ACTA, 1985, Vol. 32, No. 11, 1361-1371.
80. Schulz, H., J. **Darstellung von Zerstreungsfiguren und Spot-Ddiagrams mit Hilfe eines elektronischen Analogrechners**  
OPTIK, 1972, Nr. 25, p. 66-72.
81. Schumann, R. **Systematische Untersuchung zur Einführung asphärischer Flächen in optischen Systemen**  
Mitteilungen und Berichte des O.I. der T.U. Berlin, 1986, Heft 26
82. Schutze, D. **Generalized raytracing and applications**  
OPTICA ACTA, 1985, Vol. 32, No. 11, p. 1385-1396.
83. Simon, M., C. **Ray tracing formulas for monoaxial optical components**  
APPLIED OPTICS, 1983, Vol. 22, No. 2, p. 354-360.
84. Slevogt, H. **Ein Vorschlag zur Darstellung des Lichtgebirges (Punktbildes), der zweidimensionalen Übertragungsfunktion und des Linienbildes I**  
OPTIK, 19656, Nr. 22, p. 391-398.
85. Slevogt, H. **Zur Deffinition der Verzeichnung bei optischen Instrumenten für den subjektiven Gebrauch**  
OPTIK, 1946, Nr. 1, p. 358-367.
86. Slevogt, H. **Zur Beugungstheorie rotationssymmetrischer Wellen**  
OPTIK, 1949, nr. 4, p. 349-355
87. Slevogt, H. **Über die Seidelschen Formeln bei Elimination des Objektstrahls**  
OPTIK, 1951, Nr. 8, p. 180-186.

88. Slevogt, H. **Zur Auswertung Seidelschen Rechnungen. Vergleich mit Fehlerdarstellungen nach v. Rohr und mit reduzierten Aberrationen**  
OPTIK, 1951, Nr. 8, p. 537-542.
89. Slevogt, H. **Die Seidelschen Fehlerausdrücke für Systeme aus dünnen Linsen und Spiegelflächen**  
OPTIK, 1951, nr. 8, p. 369-375.
90. Slevogt, H. **Zur Beurteilung der Bildgüte nach Definitionshelligkeit oder  $\lambda/4$  Kriterium**  
OPTICA ACTA, 1954, p. 21-24.
91. Slevogt, H. **Das Problem der Eindeutigkeit bei der Bestimmung von rotationssymmetrischer asphärischen Flächen**  
Reprinted from the proceedings of a symposium on Astronomical optics and Related Subjects, Manchester, 1955.
92. Slevogt, H. **Zur Beugungstheorie der Wellenflächen mit nur einer Symmetrie-Ebene**  
OPTIK, 1957, Nr. 14, p. 377-387.
93. Slevogt, H. **Technische Wellenoptik**  
Sonderdruck aus Physikertagung Berlin, 1959, Physik Verlag Mosbach / Baden
94. Slevogt, H. **Über die Ortsabhängigkeit der Seidelschen Fehler**  
OPTIK, 1960, nr. 17, p. 510-518.
95. Slevogt, H. **Zur Seidelschen Theorie der zweigliedrigen Teleobjektive**  
OPTIK, 1961, Nr. 18, p. 313-319.
96. Slevogt, H. **Zentrierfehler im Gebiet der Seidelschen Theorie**  
OPTIK, 1963, Nr. 20, 488-496.
97. Slevogt, H. **Hilfsmittel für die anschauliche Analyse von optischen Systemen**  
OPTIK, 1970, nr. 30, p. 431-436.
98. Southwell, W., H. **Wave-front estimation from wave-front slope measurements**  
JOSA, 1980, Vol. 70, No. 8, p. 998 - 1006.
99. Stacy, J., E c **Asymmetric spline surfaces: characteristics and applications**  
APPLIED OPTICS, 1984, Vol. 23, No. 16, p. 2710-2714.
100. Stone, B., D. **Perturbation of optical systems**  
JOSA, 1997, Vol. 14, No. 10, p. 2837 - 2849.
101. Stone, B., D. **Foundation of second-order layout for asymmetric systems**  
Forbes, G., W. JOSA, 1992, Vol. 9, No. 11, p. 2067 - 2082.

102. Stone, B., D.  
Forbes, G., W. **Illustration of second-order design methods: global merit function plots for a class of projection systems**  
JOSA, 1994, Vol. 11, No. 12, p. 3308 - 3321.
103. Szapiel, S. **Aberration-balancing technique for radially symmetric amplitude distributions: a generalization of the Marechal approach**  
JOSA, 1982, Vol. 72, No. 7, p. 947 - 956.
104. Takeda, M **New diagram for nomographic design and analysis of paraxial optical systems**  
JOSA, 1980, Vol. 70, No. 2, p. 236-242.
105. Tam, S., C.  
Lewis, G.,D., şa **Diffraction analysis of rotationally symmetric optical systems using computer generated aberration polynomials**  
APPLIED OPTICS, 1983, Vol. 22, No. 8, p. 1181-1187.
106. Truckenbrodt, H. **Wellenoptische Berechnung der Lichtverteilung in der Bildebene eines Photoobjektivs**  
FEINGERATETECHNIK, 1968, Nr. 17, 246-252.
107. Van-Brunt, B. **Mathematical possibility of certain systems in geometrical optics**  
JOSA, 1994, Vol. 11, No. 11, p. 2905 - 2914.
108. Visser, T., D.  
Wiersma, S., H. **Diffraction of converging electromagnetic waves**  
JOSA, 1992, Vol. 9, No. 11, p. 2034 - 2047.
109. Vogl, T.  
Rigler,A.  
Canty, B. **Asymmetric lens design using bicubic splines: Application to the color tv lighthouse**  
APPLIED OPTICS, 1971, Vol. 10, No. 11, p. 2513-2516.
110. Walther, A. **Numerical techniques in eiconal function theory**  
JOSA, 1988, Vol. 5, No. 4, p. 551 - 515.
111. Walther, A. **Eiconal theory and computer algebra**  
JOSA, 1996, Vol. 13, No. 3, p. 523 - 531.
112. Walther, A. **Eiconal theory and computer algebra II**  
JOSA, 1996, Vol. 13, No. 8, p. 1763 - 1765.
113. Walther, A. **Mock Ray Tracing**  
JOSA, 1970, Vol. 60, No. 7, p. 918 - 920.
114. Walther, A. **Lenses, Wave Optics, and Eiconal Functions**  
JOSA, 1969, Vol. 59, No. 10, p. 1325 - 1333.
115. Walther, A. **Irreducible aberrations of a lens used for a range of magnifications**  
JOSA, 1989, Vol. 6, No. 3, p. 415 - 422.
116. Welford, W., T. **A new total aberration formula**  
OPTICA ACTA, 1972, Vol. 19, No. 9, p. 719-727.
117. Woeltche, W., E. **Structure and image forming proprieties of asymmetrical wide angle lenses for 35 mm photography**  
APPLIED OPTICS, 1969, Vol. 7, No. 2, p. 343-351.



118. Wood, A. P. **Image forming infrared Fresnel lenses**  
OPTICA ACTA, 1990, Vol. 37, No. 8, p. 1329-1342.
119. Yzuel, M., J. Calvo, F. **Point spread function calculation for optical systems with residual aberrations and a non uniform transmission pupil**  
OPTICA ACTA, 1983, Vol. 30, No. 2, p. 233-242.
120. Zollner, H. **Einsatz von asphärischen Flächen in optischen Systemen**  
FEINGERATETECHNIK, 1968, Nr. 17, 243-246.

## ARTICOLE: DESIGN (D)

1. Adams, G. **Selection of tolerances**  
SPIE, 1988, Vol. 892, p. 173 - 185.
2. Aldersey, A., L. **Systematic interpolative design of a complex optical system of the triplet type**  
OPTICA ACTA, 1975, Vol. 22, No. 12, p. 989-997.
3. Buchdahl, H., A. **Many color correction of thin doublets**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, No. 12, p. 1878-1882
4. Bystricky, K., M. Yoder, P., R. **Catadioptric lens with aberrations balanced by aspherizing one surface**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, No. 8, p. 1206-1208.
5. Canzek, L. **Lichtstarkes katadioptrisches Objektiv**  
OPTICA ACTA, 1971, Vol. 18, No. 12, p. 931-937.
6. Canzek, L. **Konstruktionsdaten von lichtstarken katadioptrischen Objektiven**  
OPTICA ACTA, 1972, Vol. 19, No. 4, p. 333-334.
7. Erben, A. şa. **Objektive für Zweikoordinatenmessgeräte**  
JENAER RUNDSCHAU, 1991, No. 2, p. 66 ff
8. Forkner, J., F. Juergens, R., C. **Computer simulation of manufacturing errors**  
SPIE, 1988, Vol. 892, p. 186 - 193.
9. Fukui, Y. Takeda, T. **Systematic generation method of relay optical systems**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 13, p. 1947-1951.
10. Glatzel, E. **UV-Objektiv 2/50, Bildwinkel 30°, aus Quarzglas und Flußspat. Korrektionsgang und Korrektionszustand.**  
OPTIK, 1967, Nr. 26, p. 411-421.
11. Glatzel, E. **New development in photographic objectives**  
Offprint from optical instruments and techniques, Oriel Press, 1969
12. Glatzel, E. **Moderne Entwicklung auf dem Gebiet der Berechnung fotografischer Objektive**  
Vortrag auf der ICO-8, Readeing, 1969

13. Glatzel, E. **UV-Sonnar 4/100, Bildwinkel 41<sup>0</sup>, aus Quarzglas und Flußspat. Korrektionsgang und Korrektionszustand.**  
OPTIK, 1970, Nr. 30, p. 354-358.
14. Glatzel, E. **Neuartige Objektivkonstruktion**  
Vorgetragen am 22.5.1975 in Bad Ischl auf der 76. Tagung der Deutschen Gesellschaft für angewandte Optik
15. Glatzel, E. **New lenses for microlithography**  
SPIE, 1980
16. Glatzel, E. **Neuartige Objektiv-Konstruktion-neue Korrektionsmittel (I)**  
ZEISS INFORMATION, 1976, Nr. 85, p. 45 - 51.
17. Haferkorn, H. **Diskussion der Ansatzbedingungen für das einfache Triplet**  
FEINGERÄTETECHNIK, 1970, Heft 3, p. 105 - 110.
18. Haferkorn, H. **Zur Systematik der Synthese optischer Systeme**  
WISS. Z. TH ILMENAU, 1969, Heft 2, p. 127 - 132.
19. Haferkorn, H. **Zur Gliederung und Definition technisch-optischer Gebilde**  
WISS. Z. TH ILMENAU, 1969, Heft. 2, p. 123 - 126.
20. Haferkorn, H. **Der Einfluß endlicher Äquivalentwerte für die Abbesche Zahl und für die Brechzahl auf den Ansatz von Triplets**  
Reinecke, W.  
FEINGERÄTETECHNIK, 1970, Heft 1, p. 32 - 35.
21. Hazra, L. **Structural design of multicomponent lens systems**  
APPLIED OPTICS, 1984, Vol. 23, No. 23, p. 4440-4443.
22. Herzberger, M. **Tables of superachromatic glasstripples and their color correction**  
OPTIK, 1972, Band 35, Heft 1, p. 1-8.
23. Herzberger, M. **Die Farbfehlerkorrektion von Multiplets**  
Pulvermacher, H.  
OPTICA ACTA, 1970, Vol. 17, No.5, p. 349-361.
24. Hofmann, C. **Fortschritte und Probleme der Optikentwicklung**  
Pohl, H.  
JENAER RUNDSCHAU, 1978, Nr. 3, p. 109 ff.
25. Hopkins, H., H. **The systematic design of two component objectives**  
Venkateswara, R.  
OPTICA ACTA, 1970, Vol. 17, No. 7, p. 497-514.
26. Hosokawa, H. **ZnS micro-Fresnel lens and its use**  
Yamashita, T.  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 34, p. 5106-5110.
27. Jamieson, T., H. **Double pass catadioptric systems**  
OPTICA ACTA, 1972, Vol. 19, No. 8, p. 663-679
28. Kammerer, J. **Objektive für Präzisionsphotografie**  
Sonderdruck aus: Fotografie und Film in Industrie und Technik, Otmar Helwich Verlag, Darmstadt & Wien, 1971

29. Khan, M., I. **Cemented triplets. A method for rapid design**  
OPTICA ACTA, 1984, Vol. 31, No. 8, p. 873-883.
30. Kirchhof, G. **Ein Beitrag zur Seidelschen Theorie des Triplets aus dünnen Linsen**  
OPTIK, 1957, Nr. 14, 388-398.
31. Klein, W. **Pupillen und Sehfelder in optischen Geräten**  
OPTIK, p. 59-83.
32. Klemert, M. **Herleitung der ersten Glieder einer Reihenentwicklung für den Ablenkwinkel des Lichtes bei Durchgang durch ein Prisma und deren Anwendung zur Berechnung von Prismen.**  
OPTIK, 1969, Nr. 29, p. 360-371.
33. Kuper, T., G.  
Rimmer, M., P. **Lens Modules in Optical Design**  
SPIE, 1988, Vol. 892, p. 140 - 151.
34. Liou, H.  
Brennan, N., A. **Anatomically accurate, finite model eye for optical modeling**  
JOSA, 1997, Vol. 14, No. 8, p. 1684 - 1695.
35. Mittal, M., K. şa. **New configuration of a lens for a 35 mm cinema projector**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 16, p. 2446-2450.
36. Miyamoto, K. **The four- and five-element lens designed by computer**  
APPLIED OPTICS, 1965, Vol. 4, No. 1, p. 81-83.
37. Neil, I., A. **A modern series of cinematographic lenses: from concept to product**  
SPIE, 1988, Vol. 892, p. 165 - 171.
38. Robb, P. **Selection of optical glasses. 1: two materials**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, No. 12, p. 1864-1877.
39. Schreiber, L. **Neue Mikroskopobjektive mit großem Arbeitsabstand**  
JENAER RUNDSCHAU, 1991, No. 2, p. 94 ff.
40. Schulz, G. **Primary aberration - free imaging by three refracting surfaces**  
JOSA, 1980, Vol. 70, No. 9, p. 1149-1152.
41. Seitzinger, N. şa. **Ray tracing analysis of the image quality of a high collection efficiency mirror system**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 28, p. 4255-4258.
42. Sharma, K., şa. **Tolerances on lens parameters: a study**  
APPLIED OPTICS, 1984, Vol. 23, No. 12, p. 1915-1920.
43. Sharma, K., D. **Future lens for 16 mm cinematograph projectors**  
APPLIED OPTICS, 1983, Vol. 22, No. 8, p. 1188-1191.
44. Sharma, K., D. **Low power microobjective: a new design**  
APPLIED OPTICS, 1984, Vol. 23, No. 18, p. 2715-2717.
45. Sharma, K., D. **Medium power microobjective: a new design**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, no. 2, p. 299-302.

46. Sharma, K., D. **High power microobjective: a new design**  
APPLIED OPTICS, 19865, Vol. 24, No. 16, p. 2577-2580.
47. Sigler, R., D. **Apochromatic color correction using liquid lenses**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 16, p. 2451 - 2459.
48. Slevogt, H **Zur Gaußischen Optik der achromatischen Triplets aus dünnen Linsen**  
OPTIK, 1972, Nr. 36, p. 583-591.
49. Thompson, W., şa **Seventh - order design of a reflecting optical system**  
JOSA, 1980, Vol. 70, No. 2, p. 253-256.
50. Trebino, R. **Achromatic N-prism beam expanders: optimal configurations**  
APPLIED OPTICS, 1985, Vol. 24, No. 8, p. 1130 - 1138.
51. Varughese, K. **Design of fast IR objectives using high refractive-index materials**  
Banerjee, K.  
Hradaynath, R.  
APPLIED OPTICS, 1983, Vol. 22, No. 2, p. 347 - 353.
52. Wiedemann, E. **Über einfache Spiegelobjektive mit verlängerter Schnittweite**  
OPTICA ACTA, 1981, Vol. 28, No. 6, p. 729-733.

#### ARTICOLE: DESIGN ZOOM (DZ)

1. Bergstein, L. **General theory of optically compensated varifocal systems**  
JOSA, 1958, Vol.. 48, No. 3, p. 154-171.
2. Bergstein, L. **Two - component optically compensated varifocal system**  
JOSA, 1962, Vol. 52, No. 4, P. 353-362.
3. Bergstein, L. **Three - component optically compensated varifocal system**  
JOSA, 1962, Vol. 52, No. 4, P. 363-375.
4. Bergstein, L. **Four - component optically compensated varifocal system**  
JOSA, 1962, Vol. 52, No. 4, P. 376-388.
5. Besenmatter, W. **Zur Stabilisierung einfacher Variatoren mittels Asphären**  
OPTIK, 1980, Nr. 1, p. 123-141.
6. Besenmatter, W. **Analyse der primären Wirkung asphärischer Flächen mit Hilfe des Delano-Diagramms**  
OPTIK, 1978, Nr. 4, p. 385-396.
7. Besenmatter, W. **Lageabweichungen einzelner Glieder von Vario-Objectiven**  
OPTIK, 1978, Nr. 2, P. 147-160.

8. Besenmatter, W. **Das Delano- und Apertur-Diagramm der Vario - Objektive mit viergliedrigem afokalem Vorsatz**  
OPTIK, 1977, Nr. 3, p. 3256-345.
9. Besenmatter, W. **Analyse des Aberrationsverhaltens der Vario-Objektive mittels Delano- und Apertur Diagramm**  
OPTIK, 1977, Nr. 1, p. 1-15.
10. Besenmatter, W. **Analyse des Vignetierungsverhalten der vario-Objektive mit Hilfe des Delano-Diagramms**  
OPTIK, 1977, Nr. 3, p. 289-304.
11. Besenmatter, W. **Das Apertur-Diagramm des Vario-Glaukar-Objektivs**  
OPTIK, 1977, Nr. 2, p. 381-390.
12. Besenmatter, W. **Das Delano-Diagramm des Vario-Glaukar-Objektivs**  
OPTIK, 1977, Nr. 2. p. 153-166.
13. Chang, M., T.  
Shannon, R., R. **Pupil aberration in zoom lenses**  
SPIE, 1997, Vol. 3129, p. 205 - 216.
14. ChunKan, T. **Design of zoom system by the varifocal differential equation. I.**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2265 - 2273.
15. Himmelsbach, P **Mechanische Wirkungselemente bei Objektiven mit Veränderbaren Brennweite**  
FERNSEH- und KINOTECHNIK, 1974, Band 28, p. 7 ff.
16. Jamieson, T., H. **Thin - lens theory of zoom systems**  
OPTICA ACTA, 1970, Vol. 17, No. 8, p. 565-584
17. Jamieson, T., H. **Zoom lenses for  $8\mu$  -  $13\mu$  waveband**  
OPTICA ACTA, 1971, Vol. 18, No. 1, p. 17-30.
18. Johnson, R., B.  
Feng, C. **Mechanically compensated zoom lenses with a single moving element**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2274 - 2278.
19. Kammerer, J. **Fortschritte auf dem Gebiet der Objektive für die Film- und Fernsehtechnik**  
Sonderdruck aus Fernseh- und Kinotechnik, 1985, H. 3
20. Kienholz, D., F. **The design of a zoom lens with a large computer**  
APPLIED OPTICS, 1970, Vol. 9, No. 6, p. 1443-1452.
21. Klein, W. **Einige optische Grundlagen zu Vario-Systemen**  
JAHRBUCH FUR OPTIK UND FEINMECHANIK,  
1972, p. 33-64.
22. Kryszczyński, T. **Method to solve any paraxial pupil problems in zoom systems**  
SPIE, 1997, Vol. 3129, p. 193 - 204.
23. Kryszczyński, T. **Paraxial determination of the general four-component zoom system with mechanical compensation**  
SPIE, 1995, Vol. 2539, p. 180 - 191.

24. Lasche, J., B. Stone, B., D. **Fundamental limits of zoom systems**  
SPIE, 1997, Vol. 3129, p. 181 - 192.
25. Lohmann, A., W. **A new class of varifocal lenses**  
APPLIED OPTICS, 1970, Vol. 9, No. 7, p. 1669-1671.
26. Macher, K. **Neues Konstruktionsprinzip für Variobjektive mit großem Brennweitenbereich**  
FERNSEH- UND KINOTECHNIK, 1974, Band 28, p. 3-6, 52-53.
27. Macher, K. **TV - variobjektive in Modul-Bauweise**  
FERNSEH- UND KINOTECHNIK, 1977
28. Mann, A. **First and third analysis of aperture stop location in infrared zoom lens systems**  
SPIE, 1995, Vol. 2539, p. 76 - 86.
29. Masumoto, H. **Development of zoom lenses for camera and Technical topics**  
SPIE, 1998, Vol. 3482, p. 202 - 212.
30. Matter, G., H. Luszc, E., T. **A family of optically compensated zoom lenses**  
APPLIED OPTICS, 1970, Vol. 9, No. 4, p. 844-848.
31. Park, S., C. Kim, K., B. **Video Camera Zoom Lens Design Using Lens Modules**  
SPIE, 1995, Vol. 2539, p. 192 - 199.
32. Pegis, R., J. Peck, W., J. **First-order theorie for linearly compensated zoom systems**  
JOSA, 1962, Vol. 52, No. 8, p. 908 - 911.
33. Sands, P., J. **Many-conjugate zoom systems**  
JOSA, 1972, Vol. 62, No. 8, p. 1009-1010.
34. Slevogt, H. **Zum Gedechtnis an Dr. Robert Richter**  
OPTIK, 1956, Nr. 12, p. 560-568.
35. Tanaka, K. **On Gaussien Brackets and Gaussian constants**  
OPTIK, 1982, Vol.62, No. 2, p. 211-214.
36. Tanaka, K. **Paraxial analysis of mechanically compensated zoom lenses. 1: Four component type**  
APPLIED OPTICS, 1982, Vol. 21,, No. 12, p. 2174-2183.
37. Tanaka, K. **Paraxial analysis of mechanically compensated zoom lenses. 2: generalization of Yamaji type V**  
APPLIED OPTICS, 1982, Vol. 21,, No. 22, p. 4045-4053.
38. Tanaka, K. **Paraxial analysis of mechanically compensated zoom lenses. 1: Five component type**  
APPLIED OPTICS. 1983, Vol. 22,, No. 4, p. 541-553.
39. Tsuchida, H. s.a. **Design of zoom systems that use gradient-index materials**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2279 - 2283.
40. Wooters, G. Silvertooth, E. **Optically compensated zoom lenses**  
JOSA, 1965, Vol. 55, No. 4, p. 347-351.

41. Yamaji, K.                    **Design of Zoom Lenses**  
Progress in Optics, 1967, No. 6, p. 105 - 170.

### ARTICOLE: OPTIMIZARE (O)

1. Al-Ahdali, I.,şa.            **Optimisation of three- and four- element lens systems by minimizing the caustic surfaces**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29. No. 31, p. 4551-4559.
2. Baritompä, W.            **Accelerations for global optimization covering methods using second derivatives**  
Cutler, A.  
JGO, 1994, Vol. 4, p. 329 – 341.
3. Bohachevsky, I.            **An "intelligent" optical design program**  
Viswanathan, V.  
Woodfin, G.  
SPIE, 1984, Vol. 485, p. 104 – 112.
4. Brixner, B.                **Lens design and local minima**  
APPLIED OPTICS, 1981, Vol. 20, No. 3, p. 384-387.
5. Brixner, B.                **Accelerating convergence in automatic lens design**  
APPLIED OPTICS, 1981, Vol. 20, No. 14, p. 2452-2456.
6. Brunner, H.                **Automatisches Korrigieren unter Berücksichtigung der zweiten Ableitung der Gütefunktion**  
OPTICA ACTA, 1971, Vol. 18, No. 10
7. Brunner, H.                **Eine neue Metrik für das automatische Korrigieren**  
OPTICA ACTA, 1972, Vol. 19, No. 2, p. 121-124.
8. Buchele, D., R.            **Damping factor for the least-squares method of optical design**  
APPLIED OPTICS, 1968, Vol. 7, No. 12, p. 2433-2435.
9. Dilworth, D., C.            **Pseudo-second-derivative matrix and its application to automatic lens design**  
APPLIED OPTICS, 1978, Vol. 17, No. 21, p. 3372-3375.
10. Faggiano, A.              **Automatic lens design with pseudo-second-derivative matrix: a contribution**  
APPLIED OPTICS, 1980, Vol. 19, No. 24, p. 4226-4229.
11. Feder, D., P.              **Automatic optical design**  
APPLIED OPTICS, 1963, Vol. 2, No. 12, p. 1209-1226.
12. Freitag, F.                **Über die gleichzeitige Feinkorrektion sämtlicher Bildfehler in optischen Systemen**  
OPTIK, 1952, Nr. 3, p. 529-543.
13. Glatzel, E.                **Ein neues Verfahren zur automatischen Korrektion optischer Systeme mit elektronischen Rechenmaschinen**  
OPTIK, 1961, Nr. 18, p. 577-580.

14. Glatzel, E.  
Wilson, R. **Adaptive automatic correction in optical design**  
APPLIED OPTICS, 1968, Vol. 7, No. 2, p. 265-276.
15. Grey, D., S. **Aberration theories for semiautomatic lens design  
by electronic computers**  
**I. Preliminary remarks**  
**II. A specific computer program**  
JOSA, 1963, Vol. 53, No. 6, I: p. 672-676, II: 677-680.
16. Grey, D., S. **Tolerance sensitivity and optimization**  
APPLIED OPTICS, 1970, Vol. 9, No. 3, p. 523-526.
17. Grossmann, W.  
Pradel, G. **Bewertung optischer Systeme für den Prozess der  
automatischen Korrektur auf der Grundlage der  
Definitionshelligkeit**  
OPTICA APLICATA, IV, 2, p. 17-28.
18. Haferkorn, H.  
Richter, W. **Mathematische Methoden der automatischen  
Korrektur optischer Systeme**  
Wiss. Zeits. der TH Ilmenau, 1974, Nr.20, H.2, p.63-71.
19. Haferkorn, H.  
Richter, W. **Rechentchnische Probleme bei der  
automatischen Korrektur optischer Systeme**  
Wiss. Zeitsch. der TH Ilmenau, 1976, Nr. 22, H. 1 u. 2,  
Teil 1: 131-144, Teil 2: 149-165.
20. Haferkorn, H.  
Richter, W. **Anwendung mathematischer Methoden der  
automatischen Korrektur auf die Vorrechnung  
optischer Systeme**  
FEINGERÄTETECHNIK, 1972, Heft 4, p. 155 – 157.
21. Hansen, E., R. **Bounding the set of solutions of a perturbed  
global optimization problem**  
JGO, 1991, Vol. 1, p. 359 – 374.
22. Heimbeck, H., J. **Modifiziertes Gradientenverfahren zur  
programmgesteuerten Korrektur optischer  
Systeme**  
OPTIK, 1973, Nr. 37, p. 21-25.
23. Heimbeck, H., J. **Versuche zur Anwendung eines quadratischen  
Modells bei der Programmgesteuerten Korrektur  
optischer Systeme**  
OPTIK, 1973, Nr. 39, p. 8-14.
24. Hopkins, H., H. **The use of diffraction-based criteria of image  
quality in automatic optical design**  
OPTICA ACTA, 1966, Vol. 13, No. 4, p. 343-369.
25. Hopkins, H., H.  
Kadkly, A. **Control of damping factors and boundary  
condition in optimisation programs**  
OPTICA ACTA, 1988, Vol. 35, No. 1, p. 49-74.
26. Hopkins, R., E.  
Spencer, G. **Creative thinking and computing machines in  
optical design**  
JOSA, 1962, Vol. 52, No. 2, p. 172-176.



27. Huber, E., D. **Extrapolated least-squares optimization: a new approach to least-squares optimization in optical design**  
APPLIED OPTICS, 1982, Vol. 21, No. 10, p. 1705-1707.
28. Kerpt, J. **Die günstigste Korrektur optischer Systeme mit der sphärischen Aberration siebenter Ordnung**  
OPTIK, 1968, Nr. 27, p. 541-557.
29. Kerpt, J. **Über die beste Korrektur der sphärischen Aberration**  
OPTIK, 1970, Nr. 30, p. 501-507.
30. Kidger, M., J.  
Wynne, C., G. **Experiments with lens optimization procedures**  
OPTICA ACTA, 1967, Vol. 14, No. 3, p. 279-288.
31. Kingslake, R., şa. **Optical design at Kodak**  
APPLIED OPTICS, Vol. 11, No. 1, p. 50-59.
32. Kirchhof, G **Über die gleichzeitige Korrektur aller Seidelschen Bildfehler bei Triplets aus dünnen Linsen**  
OPTIK, 1956, Nr. 13, p. 79-80.
33. Krautter, M. **Zusammenhänge der in Programmen zur automatischen Korrektur verwendeten Lösungsmatrizen**  
OPTIK, 1970, Nr. 30, p. 334-339.
34. Kross, J. **Vergleichende Darstellung automatischer Korrektungsverfahren**  
OPTIK, 1967, Band 25, p. 51-69.
35. Kross, J.  
Schumann, R. **Zur Korrektur optischer Systeme mit asphärischen Flächen**  
OPTIK, 1985, Nr. 70, p. 76-85.
36. Kuper, T., G.  
Harris, T., I. **A practical strategy for global optimization of zoom lenses**  
SPIE, 1998, Vol. 3482, p. 135 – 137.
37. Lessing, N.v.d.W. **Method for the automatic correction of the aberrations of optical systems**  
APPLIED OPTICS, 1980, Vol. 19, No. 4, p. 487-488.
38. Matsui, H.  
Tanaka, K. **Solution of the damped least-squares problem by using a combination of eigenvalue and singular value decompositions**  
APPLIED OPTICS, 1992, Vol. 31, No. 13, p. 2241 - 2243.
39. McCarthy, C., A. **A note on the automatic correction of third order aberrations**  
JOSA, 1955, Vol. 45, p. 1087-1088.
40. Meiron, J. **Damped least-squares for automatic lens design**  
JOSA, 1963, Vol. 55, No. 9, p. 1105-1109.
41. Neil, I., A. **Optimization glitches in zoom lens design**  
SPIE, 1997, Vol. 3129, p. 158 – 180.

42. Pardalos, P., M. Vavasis, S., A. **Quadratic programming with one negative eigenvalue is NP-hard**  
JGO, 1991, Vol. 1, p. 15 – 22.
43. Pogu, M. Souza de Cursi, J. **Global optimization by random perturbation of the gradient method with a fixed parameter**  
JGO, 1994, Vol. 5, p. 159 – 180.
44. Richter, W. **Teilautomatische Korrektur optischer Systeme auf der Basis analytischer Bildfehlerkoeffizienten 3. und 5. Ordnung**  
FEINGERATETECHNIK, 1971, Nr. 20, H. 7, p. 327-331.
45. Robb, P. **Accelerating convergence in automatic lens design**  
APPLIED OPTICS, 1979, Vol. 18, No. 24, p. 4191-4194.
46. Rosenbauer, K. Rosenbruch, K., J. **Zur Frage der optimalen Bildfehlerkorrektur optischer Systeme**  
OPTIK, 1963, Nr. 20, p. 121-131.
47. Rosenbruch, K., J. Schneider, G. **Vergleich der Anwendungsmöglichkeiten zweier Optimierungskriterien bei der Berechnung von optischen Systemen**  
OPTIK, 1970, Nr. 31, p. 528-534.
48. Rosenhauer, K. Rosenbruch, K., J. **Ein Diskussionsbeitrag zum Problem der Optimierung optischer Systeme unter Berücksichtigung der optischen Übertragungsfunktion**  
OPTIK, 1967, Nr. 25.
49. Schoen, F. **Stochastic techniques for global optimization: A survey of recent advances**  
JGO, 1991, Vol. 1, p. 207 – 228.
50. Schultz, H., J. Slevogt, H. **Versuche zur chromatischen Optimierung von spot-Diagrammen**  
OPTIK, 1971, Nr. 32, p. 479-483.
51. Schulz, H., G. **Die Schroffheit des Trefferdiagramms als Gütefunktion bei der Optimierung optischer Systeme**  
OPTIK, 1973, Nr. 37, p. 38-44.
52. Sharma, K., D. **Selection of the damping factor in a lens optimization program**  
OPTICA ACTA, 1981, Vol. 28, No. 7, p. 871-872.
53. Slevogt, H. **Zum halbautomatischen Korrigieren von optischen Systemen**  
OPTIK, 1961, Nr. 18, 571-576.
54. Slevogt, H. Mohr, E. **Beobachtung an einem quadratischen Modell für teilautomatische Korrektur optischer Systeme**  
OPTIK, 1964, Nr. 21, p. 331-338.
55. Spencer, G., H. **A flexible automatic lens correction procedure**  
APPLIED OPTICS, 1963, Vol. 2, No. 12, p. 1257-1264.

56. Takahashi, T. **An experimental analysis of optimization algorithms using a model function**  
OPTIK, 1972, Band 35, H. 2, p. 101-115.
57. Tanaka, K. **Linearization of nonlinear automatic lens design problems**  
APPLIED OPTICS, 1990, Vol. 29, No. 31, p. 4537.
58. Viswanathan, V. **An attempt to develop an "intelligent" lens design program**  
ş.a.  
SPIE, 1985, Vol. 554, p. 10 – 17.
59. Vollrath, W. **COMO - Ein Programm zur Korrektur optischer Systeme**  
OPTIK, 1986, Band 74, H. 1, p. 3-6.
60. Volosov, D., S., ş.a. **Automatic correction of the aberrations of complex optical systems**  
APPLIED OPTICS, Vol. 8, No. 2, p. 289-292.
61. Wormell, P., M. **Version 14, a program for the optimization of lens design**  
OPTICA ACTA, 1978, Vol. 25, No. 8, p. 637-654.
62. Wynne, C., G.  
Wormell, P., M. **Lens design by computer**  
APPLIED OPTICS, 1963, Vol. 2, No. 12, p. 1233-1238.
63. Yabe, A. **Global optimization of zoom lenses**  
SPIE, 1998, Vol. 3482, p. 122 – 125.
64. Yang, G. **Iterative optimization approach for the design of diffractive phase elements simultaneously implementing several optical functions**  
ş.a.  
JOSA, 1994, Vol. 11, No. 5, p. 1632 – 1640.

#### ARTICOLE: CRITERII DE CALITATE (C)

1. Blumova, V. **Kontrast des optischen Bildes**  
Feingeratetechnik, Nr. 20, H. 9, 1971, p. 411-412.
2. Claus, V. **Abbildungsgüte von Linsen und Linsensysteme**  
Feinwerktechnik + Micronic, Nr. 78, H. 2, 1974, p. 75ff
3. Dietzsch, E. **Zur Berechnung der Strehlschen Definitionshelligkeit für außeraxiale Bildpunkte**  
FGT, Nr. 23, H. 1, 1974, p. 31-35
4. Eichler, W.  
Haferkorn, H. **Die Berechnung der polychromatischen Übertragungsfunktion für konkrete optische Systeme**  
Feingeratetechnik, Nr. 22, 1973, p. 457ff
5. Felber, N., F. **Gütekriterien optischer Systeme**  
Dissertation, ETH8039, Zurich, 1986
6. Frieden, R., B. **Optical Transfer of Three-Dimensional Object**  
JOSA, Nr. 57, 1967, p. 56-66

7. Haferkorn, H.      **OPTIK**  
2. Auflage, Deutscher Verlag der Wissenschaften,  
Berlin, 1984.
8. Haferkorn, H.  
Eichler, W.      **Zur Systematik der Bewertung optischer Systeme**  
Feingeratetechnik, Nr. 21, 1972, p. 398-402.
9. Hartmann, J.      **Ein neues Bildgütekriterium**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der  
TU Berlin, H. 8, 1965, p. 3-13.
10. Hauser, W.  
Schilling, J.  
Zollner, H.      **Die Kontrastübertragungsfunktion in  
geometrisch-optischer Näherung als  
Korrektionskriterium**  
Optik und Spektroskopie aller Wellenlängen, Tagung  
Jena 1960, Akademie-Verlag, Berlin, 1962, p. 249-260.
11. Heidinger, D.      **Zur Bildgüte von Kleinobjektiven insbesondere  
bei außeraxialer Abbildung**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der  
TU Berlin, H. 21, 1982
12. Henke, B      **Untersuchung von Gütefunktionen und  
Gütekriterien für die einzelnen Bildqualitäten bei  
der Abbildung verschiedenen Objektformen**  
Dissertation, T. H. Ilmenau, 1971
13. Hertel, J.      **Neue Methoden zur Prüfung und Bewertung von  
Objektiven**  
Dissertation, TU Berlin, 1963
14. Bareket, N.      **Second moment of the diffraction point spread  
function as an image quality criterion**  
JOSA, Nr. 69, 1979, p. 1311-1312
15. Hertel, J.      **Fourier Transformation und  
Kontrastübertragungs-Funktion**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der  
TU Berlin, H. 4, 1959, p. 31-39.
16. Heynacher, E.      **Ein Bildgütemaß auf der Grundlage der  
Übertragungstheorie mit subjektiver  
Bewertungsskala**  
Zeiss Mitteilungen, Nr. 3, 1963, p. 32-51.
17. Heynacher, E.      **Über die Bedeutung der Kontrastwiedergabe  
photografischer Objektive**  
KINO-TECHNIK, Nr.18, 1964, p. 159-164.
18. Higgins, G., C.  
Wolfe, R., N.      **The Role of resolving Power and Acutance in  
Photographic Definition**  
Journal of SMPTE, Nr. 65, 1956, p. 26-30.
19. Higgins, G., C.  
Jones, L., A.      **The natur and Evaluation of the Sharpness of  
Photographic Images**  
Journal of SMPTE, Nr. 58, 1952, p. 277-291.

20. Hofmann, C. Nordwig, W. **Systemes optiques a haut rendement avec "Pouvoir resolvant diffractionell" du VEB Carl Zeiss Jena pour la reproduction de microstructures sur de grands champs**  
Jenaer Rundschau, Nr. 4, 1980, p. 148
21. Huber, S. **Über die Wirkung unvollkommener Strahlenvereinigung auf das photographische Bild**  
Z. Instrumentenkunde 63/64, 1943, p. 333-341.
22. Kammerer, J. **Vergleich verschiedener Bildgütekriterien unter besonderer Berücksichtigung des Minimalobjektes**  
Dissertation D83, TU Berlin, 1959.
23. Kohler, H. **Eine moderne Darstellung der Abbeschen Theorie von der Bildentstehung im Mikroskop**  
Zeiss Information, Nr. 94, 1982, p. 15ff
24. Linfoot, E., H. **Qualitätsbewertung optischer Bilder**  
Friedrich Vieweg & Sohn, Braunschweig, 1960.
25. Miyamoto, K. **On a comparison between Wave optics and geometrical optics by using Fourier analysis. III. Image evaluation by spot diagram**  
JOSA, Vol. 49, Nr. 1, 1959, p. 35-40.
26. Riesenber, H. **Die Weiterentwicklung der Abbeschen Erkenntnisse in der Optikentwicklung moderner Mikroskope**  
FGT, H. 4, 1973, p. 163-167
27. Rosenbruch, K., J. **Möglichkeiten und Grenzen bei der Normung von Bildgütekriterien**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der TU Berlin, H. 23, 1983, p. 2.1-2.10.
28. Rosenbruch, K., J. **Ein Rechenprogramm zur Berechnung der optischen Übertragungsfunktion aus den Konstruktionsdaten eines optischen Systems**  
PTB-Mitteilungen, Nr. 5, 1968, p. 384-390.
29. Rosenbruch, K., J. **Die Bedeutung der optischen Übertragungsfunktion bei der Konstruktion optischer Systeme**  
OPTIK, Nr. 30, 1969, p.346-353.
30. Rosenhauer, K. **Die Prüfung optischer Systeme mit Hilfe der Kontrastübertragungsfunktion**  
Optik aller Wellenlängen, Akademie Verlag, Berlin 1959, p. 260-285

31. Rosenhauer, K.     **Ein Diskussionsbeitrag zum Problem der**  
Rosenbruck, K., J. **Optimierung optischer Systeme unter**  
**Berücksichtigung der optischen**  
**Übertragungsfunktion**  
OPTIK, Nr. 25, 1967, p. 95ff
32. Rosenhauer, K.     **Streulicht und optische Übertragungsfunktion**  
Rosenbruck, K., J. PTB-Mitteilungen, Nr. 6, 1967, p. 461-465
33. Sauer, H.           **Diskussionssitzung Schärfe und**  
**Auflösungsvermögen photographischer Bilder**  
Wissenschaftliche Photographie, Internationale  
Konferenz, Köln, 1956, p. 638-645
34. Schade, O., H.     **A new system of measuring and specifying image**  
**definition. Optical image evaluation**  
NBS-Circular 526, 1954, p. 231-249
35. Schaefer, K., D.   **Die Gütekennzeichnung photographischer**  
**Objektive**  
Leitz Mitteilungen, Nr. 1, B. 5, p. 3-12
36. Schneider, G.     **Einfluß von spatialer Teilkohärenz auf die**  
**Messung optischer Übertragungsfunktion**  
Dissertation, T.U. Braunschweig, 1972
37. Schroder, W.     **Untersuchungen über Bildgütekriterien mit**  
**besonderer Berücksichtigung von Schroffheit und**  
**Treue.**  
Studienarbeit im Optischen Institut der TU Berlin, 1964
38. Slevogt, H.       **Anmerkungen und Ergänzungen zu der**  
**vorhergehenden Arbeit "Beugungstheoretische**  
**Untersuchungen..." von E. Heynacher**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der  
TU Berlin, H. 4, 1959, p. 14-19.
39. Slevogt, H.       **Bemerkungen zur Bildgüte-Beurteilung**  
OPTIK, Nr. 18, H. 10/11, 1961, p. 506-514
40. Slevogt, H.       **Abbildung von Sinusgittern und**  
**Kontrastübertragung**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der  
TU Berlin, H. 4, 1959, p.21-30.
41. Streibl, N.       **Untersuchungen zur dreidimensionalen optischen**  
**Bildentstehung und Bildverarbeitung**  
Dissertation, Universität Erlangen Nürnberg, 1984
42. Tanz, Volker     **Technique de calcul et evaluation de la qualite**  
**d'image lors du developpement d'objectifs**  
**photographiques**  
JR, Nr. 3, 1985, p. 122-124
43. Tautz, V.         **Rechentchnik und Bildgütebewertung bei der**  
**Entwicklung von Fotoobjektiven**  
JR, Nr. 30, H. 3, 1985, p. 122-124

44. Tiziani, H. J. **Abbildungsqualität photogrammetrischer Objektive unter Berücksichtigung von Umwelteinflüssen**  
Mitteilungen und Berichte des optischen Instituts der TU Berlin, H. 23, 1983, p. 3.1-3.24.
45. Weitgartner, I. **Optische Übertragung bei teilkoharenter Beleuchtung**  
Dissertation, T. H. Braunschweig, 1970
46. Welford, W., T. **Optical Calculations and Optical Instruments, an Introduction**  
Handbuch der Physik, Band XXIX, Optische Instrumente, Springer Verlag, 1967, p. 1-42

## MANUALE (M)

1. Berek, M. **Grundlagen der praktischen Optik**  
Walter de Gruyter, Berlin-Leipzig 1930
2. Born, M.  
Wolf, E. **Principles of Optics**  
Pergamon Press, 1975
3. Bracewell, R. **The Fourier Transform and it's applications**  
McGraw-Hill, New York 1965
4. Bratescu, G. G. **Optica**  
EDP, București, 1982
5. Bruhat, G. **Cours D'OPTIQUE**  
Masson & C<sup>ie</sup>, Editeurs, 1935
6. Chretin, H. **Calcul des Combinaisons optiques**  
Revue d'optique, Paris, 1959
7. Dancea, I. **Metode de optimizare**  
Ed. Dacia, Cluj Napoca, 1976
8. Dimitriu, V. **Programare neliniară**  
Ed. Academiei, București, 1975
9. Dodoc, P. **Teoria și construcția aparatelor optice**  
Editura Tehnică, București 1989
10. Dodoc, P. **Teoria și construcția sistemelor optice**  
Editura Tehnică, București 1983
11. Dodoc, P. **Calculul și construcția aparetelor optice**  
Litografia IPB, București 1975
12. Dodoc, P. **Calculul și construcția aparatelor optice**  
E.D.P., București 1983
13. Flügge, I. **Das Photographische Objektiv**  
Springer Verlag, Wien 1955
14. Haferkorn, H  
Richter, W **Synthese optischer Systeme**  
Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin 1984

15. Haferkorn, H. **Bewertung optischer Systeme**  
Deutscher Verlag der Wissenschaften Berlin 1986
16. Ionescu, V., șa. **Optimizarea sistemelor**  
EDP, București, 1981
17. Iorga, V., șa. **Programare numerică**  
Ed. Teora, București, 1996
18. Jamieson, T.H **Optimisation Techniques in Lens Design**  
Adam Holger, London 1971
19. Lasdon, L., S. **Teoria optimizării sistemelor mari**  
Ed. Tehnică, București, 1975
20. Malakara, D. **Optical shop testing**  
John Wiley, New York 1978
21. Mütze K. **ABC der Optik**  
Brockhaus Verlag, Leipzig 1961
22. Naumann, H.  
Schröder, G. **Bauelemente der Optik**  
Carl Hauser Verlag, München Wien 1987
23. Palmer, J. **Lens Aberration Data**  
Adam Hilger, London 1971
24. Picht, I. **Grundlagen der geometrisch-optischen Abbildung**  
Deutscher Verlag der Wissenschaften Berlin, 1955
25. Simionescu, I., șa. **Metode numerice în tehnică**  
Ed. Tehnică. București, 1995
26. Slevogt, H. **Technische Optik**  
Walter de Gruyter, Berlin 1974
27. Stavroudis, O. N. **Modular Optical Design**  
Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York 1982
28. Welford, W. **Aberration of the Symmetrical Optical Systems**  
Academic Press, London-New York-San Francisco 1974
29. Kingslake, R. **Applied Optics and Optical Engineering**  
Academic Press, New York and London 1965
30. Sommerfeld, A. **OPTIK**  
Akademische Verlagsgesellschaft, Leipzig 1959
31. Harting, H. **Photographische Optik**  
Akademische Verlagsgesellschaft, Leipzig 1952
32. Greenleaf, A., R. **Photographic Optics**  
The Macmillan Company, New York 1950
33. Curatu, E. **Calitatea sistemelor optice**  
Editura Academiei Române, București 1992
34. Dumitrescu, B.  
ș.a. **Metode de calcul numeric matriceal. Algoritmi fundamentali**  
Editura All, Bucuresti 1998
35. Murgulescu, E.  
ș.a. **Geometrie analitică și diferențială**  
EDP, Bucuresti 1962



36. Fox, R., I. **Optimization methods for engineering design**  
Addison-Wesley, 1970

**BREVETE (B)**

1. Akira, T., ş.a. **Patentschrift DE 3140647 C2, 1992**
2. Friedrich, Aurin **Offenlegungsschrift DE 3625128 A1, 1988**
3. Fujii, Tooru **Offenlegungsschrift DE 3245235 A1, 1983**
4. Fujii, Tooru **Patentschrift DE 3245235 C2, 1986**
5. Fujii, Tooru **Offenlegungsschrift DE 3918632 A1, 1989**
6. Fujioka, Yoshisato **Offenlegungsschrift DE 3610472 A1, 1986**
7. Fukushima, M., ş.a **U. S. Patent 5.329.329, 1994**
8. Hirokawa, Iun **Offenlegungsschrift DE 3918632 A1, 1989**
9. Horning, R., ş.a. **U. S. Patent 5.285.322, 1994**
10. Ikari, Kazuo **U.S. Patent 4.436.382, 1988**
11. Imai, Toshihiro **Patentschrift DE 3500502 C2, 1989**
12. Ishiyama, Shozo **Offenlegungsschrift 3014050, 1980**
13. Ito, Takayuki **Offenlegungsschrift DE 3806161 A1, 1988**
14. Ito, Takayuki **U.S. Patent 4.756.608, 1988**
15. Ito, Takayuki **Offenlegungsschrift DE 3844239 A1, 1989**
16. Itoh, Takayuki **Offenlegungsschrift DE 3544148 A1**
17. Kawazu, Motoaki  
Kawasaki, Kanaga **Auslegeschrift 2125352, 1971**
18. Kikuchi, Iuro **Offenlegungsschrift DE 3443589 A1**
19. Krajowsk, Michael **U.S. Patent 3.028.792, 1962**
20. Maruyama, Koichi **Offenlegungsschrift DE 3802725 A1, 1988**
21. Mihara, Shin-ichi **U.S. Patent 4.701.034, 1987**
22. Nobuyuki, S., ş.a. **U. S. Patent 5.181.144, 1993**
23. Ogata, Yasuzi **Patentschrift DE 3403439 C2, 1987**
24. Ohno, Kazunori  
Miyano, Hitoshi **U. S. Patent 5.179.472, 1993**
25. Pradel, Georg **Auslegeschrift 1572701, 1971**
26. Prince, H. W. **Auslegeschrift 1274375, 1968**
27. Sato, Haruo **U. S. Patent 5.329.402, 1994**
28. Schmidt, Horst **Auslegeschrift 1276926, 1968**
29. Tanaka, Kazuo **U.S. Patent 4.730.908, 1988**
30. Tanaka, Tsunefumi **U. S. Patent 5.325.236, 1994**
31. Tatsuno, Wataru **U. S. Patent 5.276.553, 1994**
32. Terasawa Hidenori **Offenlegungsschrift DE 3415789 A1, 1984**

- |     |               |   |
|-----|---------------|---|
| 33. | Tooru, Fujii  | <b>Patentschrift DE 324 5250 C2, 1985</b> |
| 34. | Yamaji, Keizo | <b>Auslegeschrift 1250649, 1967</b>       |
| 35. | Allen, C., C. | <b>U. S. Patent 696788, 1902</b>          |

## **INTERNET (AI)**

1. <http://www.meopta.com/faq/lenses.html>
2. <http://www.orf.com/opticalcmp/lensdesignnt.html>
3. <http://www.lasercomponents.de/faq/linsth.htm>
4. <http://www.schneider.de>
5. <http://www.zeiss.de>
6. <http://www.ranier.hq.nasa.gov>
7. <http://www.na.astro.it>
8. <http://www.rdg.ac.uk>
9. <http://www.astro.ku.dk>
10. <http://www.harward.edu>
11. <http://www.ucolick.org>
12. <http://www.f32.com/Articles/art002.htm>
13. <http://www.users.bigpond.com>
14. <http://sculptor.as.arizona.edu>
15. <http://nessie.mporzio.astro.it>
16. <http://www.lensinnovation.com>
17. <http://www.gwdg.de>
18. <http://www.photo.net>
19. <http://www.imx.nl>

## **CATALOAGE (CT)**

1. **Schott optisches Glas**  
Schott Glaswerke, Mainz, Germany
2. **Edmund Scientific**  
Edmund Scientific Company, Barrington, New Jersey, USA

## **LUCRĂRI PROPRII**

- |   |                           |  |
|---|---------------------------|--|
| 1 | <b>DODOC<br/>AURELIAN</b> | <b>Calculul componentelor funcției de merit pentru<br/>sisteme afocale</b><br>Optoelectronica, Vol. 1, Nr. 4, Octombrie - Decembrie<br>1993, p.241-244 |
|---|---------------------------|--|

- |    |                   |  |
|----|-------------------|--|
| 2  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Optimizarea sistemelor optice cu metoda celor mai mici pătrate amortizate. Noi considerații.</b><br>Optoelectronica, Vol. 1, Nr. 4, Octombrie - Decembrie 1993, p.245-248                             |
| 3  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Calculul lentilelor cu suprafețe asferice pe baza principiilor lui Fermat și Malus</b><br>Institutul Politehnic București, Aprilie, 1989  |
| 4  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Algoritmi și programe pentru calculul și reprezentarea grafică a aberațiilor sistemelor optice complexe cu ajutorul calculatoarelor electronice</b><br>Institutul Politehnic București, Aprilie, 1989 |
| 5  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Calculul automat al sistemelor optice</b><br>Universitatea "Politehnica" Timișoara, Decembrie, 1989   |
| 6  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Calculul automat al sumelor lui Seidel folosind relațiile lui Max Berek</b><br>COMEFIN 3, Brașov, 1991, Vol. II, p. 69-76   |
| 7  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Metodă și program pentru calculul automat al simpletelor acromatice și stigmatice alcătuite dintr-un număr oarecare de lentile</b><br>COMEFIN 3, Brașov, 1991, Vol. II, p. 77-84                      |
| 8  | DODOC<br>AURELIAN | <b>O metodă generală pentru drumuirea unui fascicul oblic printr-un sistem optic</b><br>COMEFIN 3, Brașov, 1991, Vol. II, p. 85-92   |
| 9  | DODOC<br>AURELIAN | <b>Calculul automat al aberațiilor pe baza drumuirilor oblice</b><br>COMEFIN 3, Brașov, 1991, Vol. II, p. 93-103   |
| 10 | DODOC<br>AURELIAN | <b>Optimizarea sistemelor optice prin metoda căutării bidimensionale</b><br>COMEFIN 3, Brașov, 1991, Vol. 1, p. 104-106  |
| 11 | DODOC<br>AURELIAN | <b>Analiza sistemelor optice variofocale cu compensare mecanică</b><br>COMEFIN 4, București, 1994  |
| 12 | DODOC<br>AURELIAN | <b>Stadiul științei și tehnicii în domeniul construcției obiectivelor variofocale</b><br>REFERAT I, doctorat, Universitatea "Politehnica" Timișoara, 1996  |
| 13 | DODOC<br>AURELIAN | <b>Analiza și sinteza sistemelor optice variofocale</b><br>REFERAT II, doctorat, Universitatea "Politehnica" Timișoara, 1998   |
| 14 | DODOC<br>AURELIAN | <b>Metode de optimizare și criterii de calitate folosite în proiectarea sistemelor optice variofocale</b><br>REFERAT III, doctorat, Universitatea "Politehnica" Timișoara, 1998                          |