

Rekonstrukcija pogonske elise malog civilnog zrakoplova

Dudaš, Emanuel

Master's thesis / Diplomski rad

2010

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Zagreb, Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture / Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje**

Permanent link / Trajna poveznica: <https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:819776>

Rights / Prava: [In copyright](#)/[Zaštićeno autorskim pravom.](#)

Download date / Datum preuzimanja: **2024-07-15**

Repository / Repozitorij:

[Repository of Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture University of Zagreb](#)



SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA BRODOGRADNJE

DIPLOMSKI RAD

EMANUEL DUDAŠ

Zagreb, 2010

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA BRODOGRADNJE

DIPLOMSKI RAD

Mentor
Prof.dr.sc. BRANIMIR MATIJAŠEVIĆ

EMANUEL DUDAŠ

Zagreb, 2010

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE
Središnje povjerenstvo za završne i diplomske ispite
Povjerenstvo za završne i diplomske ispite studija zrakoplovstva

Sveučilište u Zagrebu Fakultet strojarstva i brodogradnje	
Datum	Prilog
Klasa:	
Ur.broj:	

DIPLOMSKI ZADATAK

Student: **Emanuel Dudaš**

Mat.br: 0035142120

Naslov: **Rekonstrukcija pogonske elise malog civilnog zrakoplova**

Opis zadatka:

Za pogon malih zrakoplova koriste se elise konstantnog i promjenjivog koraka. Izbor vrste elise ovisi o osnovnoj namjeni zrakoplova. Za prenamjenu zrakoplova s elisom konstantnog koraka potrebno je izvršiti njenu rekonstrukciju u elisu promjenjivog koraka. Zrakoplov za kojeg je potrebna rekonstrukcija je CESSNA 172, s pogonskim motorom LYCOMING O-320-D snage 118 kW, pri maksimalnih 2700 min⁻¹.

U okviru diplomskog rada potrebno je:

1. Provesti aerodinamsku analizu postojeće elise s konstantnim korakom.
2. Temeljem dobivenih parametara provesti aerodinamski proračun elise s promjenjivim korakom uvodeći adekvatnu modernizaciju njenih aerodinamskih karakteristika.
3. Dati principijelno rješenje sistema zakretanja lopatica elise.
4. Izraditi konstrukcijsko rješenje prihvata i zakreta lopatice elise.
5. Provesti proračun čvrstoće elise obzirom na odabrani materijal izrade.

U radu je potrebno navesti korištenu literaturu i eventualno pomoć tokom izrade.

Zadatak zadan:

Rok predaje rada:

Predviđeni datum obrane:

07. siječnja 2010.

18. ožujka 2010.

24. – 26. ožujka 2010.

Zadatak zadao:

Predsjednik Povjerenstva:

Prof. dr. sc. Branimir Matijašević

Prof. dr. sc. Vedran Žanić

Sažetak

Tema diplomskog rada je rekonstrukcija pogonske elise malog civilnog zrakoplova. Polazna točka biti će analiza postojeće elise ugrađene na zrakoplov koja je opisana u prvom poglavlju. Analiza obuhvaća proračun koeficijenta potiska, snage i iskoristivosti kao i analizu buke koju elisa stvara. Na temelju dobivenih rezultata i postupaka uvode se adekvatne modernizacije značajki elise. Modernizacija će obuhvatiti promjenu osnovne geometrije elise i ugradnju sustava za zakret lopatica elise, a sve u vidu poboljšavanja performansi elise.

Način prihvata lopatice i razrada mehanizma za zakret je tema drugog poglavlja. Razmatraju se različite izvedbe mehanizama za zakret lopatice. Osnovno dimenzioniranje potrebne snage i prijenosnika za pogon mehanizma su dio razrade. Konstrukcijsko rješenje u vidu crteža sklopa sa objašnjenjima u tekstu je krajnji rezultat razrade teme.

Treće poglavlje je dio rada koji se bavi analizom čvrstoće lopatice izrađene od laminiranog drveta. Opisan je način opisivanja takvog materijala te načini određivanja elastičnih konstanti. Lopatica je podvrgnuta kombiniranom opterećenju, centrifugalnom silom i momentom savijanja.

Sadržaj

1. AERODINAMSKA ANALIZA	10
1.1. Uvod	10
1.2. Proračun	10
1.2.1. Teorija diska.....	11
1.2.2. Teorija elementa lopatice	14
1.2.3. Teorija vrtloga.....	15
1.3. Analiza McCauley DTM 7557 elise	18
1.3.1. Geometrijske značajke DTM 7557 elise	18
1.3.2. Određivanje C_T , C_P , i η elise	19
1.3.3. Rezultati proračuna DTM 7557	21
1.3.4. Komentar rezultata proračuna DTM 7557 elise	23
1.3.5. Analiza buke	24
1.4. Analiza rezultata i odabir novih značajki elise	27
1.4.1. Promjer elise, broj lopatica i funkcija tetive	27
1.4.2. Konačne značajke nove elise	31
1.4.3. Rezultati proračuna nove elise i komentar rezultata	33
1.4.4. Zakretanje lopatice.....	36
1.4.5. Analiza buke nove elise	37
2. MEHANIZAM ZAKRETA LOPATICE	39
2.1. Uvod	39
2.2. Izvedbe mehanizama	39
2.3. Električni sustav za zakret lopatice.....	40
2.3.1. Opterećenja i zahtjevi na sustav	41
2.3.2. Princip rada mehanizma za zakret.....	43
2.3.3. Dimenzioniranje mehanizma	45
2.4. Konstrukcijsko rješenje mehanizma za prihvat i zakret lopatica	49
2.4.1. Uvod.....	49
2.4.2. Glavčina	49
2.4.3. Lopatica i metalni prsten.....	49
2.4.4. Nosivi prsteni	50
2.4.5. Modul elektromotor-prijenosnik	51
3. ANALIZA ČVRSTOĆE LOPATICE.....	52
3.1. Uvod	52
3.2. Postavljanje problema i pojednostavljenja.....	52
3.2.1. Modeliranje materijala i svojstva	52
3.2.2. Opterećenje i rubni uvjeti.....	55
3.3. Rezultati i komentar	56
4. ZAKLJUČAK	57
5. LITERATURA	58

6. PRILOZI	59
6.1. Polare	59
6.2. Dijagrami za procjenu buke	64
6.3. Prijenosnik i motor	67
6.4. Ležajevi.....	69
6.5. Rezultati analize čvrstoće lopatice.....	70
6.5.1. Centrifugalno opterećenje	70
6.5.2. Kombinirano opterećenje.....	72

Popis slika

Slika 1 Principijelna shema teorije diska.....	11
Slika 2 Principijelna shema elementarnog kraka	14
Slika 3 Principijelna shema teorije vrtloga	15
Slika 4 Gradijenti potiska za McCauley DTM 7557 elisu.....	21
Slika 5 Gradijenti okretnog momenta za McCauley DTM 7557 elisu.....	22
Slika 6 Koeficijenti potiska i snage DTM 7557 elise.....	22
Slika 7 Iskoristivost McCauley DTM 7557 elise.....	23
Slika 8 Dopuštene granice emisije buke prema FAR 36.....	26
Slika 9 Funkcije tetive referentne i nove elise	29
Slika 10 Ilustracija promjene kuta uvijanja i kuta zavojnice.....	30
Slika 11 Usporedba kuta uvijanja referentne elise, nove elise i kuta zavojnice	31
Slika 12 Gradijenti potiska nove elise (iznad) i referentne (ispod) za različite korake napredovanja J	33
Slika 13 Gradijenti okretnog momenta nove elise(iznad) i referentne (ispod) za različite korake J	34
Slika 14 Koeficijenti potiska i snage nove elise.....	35
Slika 15 Usporedba rezultata analize nove i referentne elise	35
Slika 16 Iskoristivost nove elise sa pozitivnim zakretom lopatice	36
Slika 17 Iskoristivost nove elise sa negativnim zakretom lopatice.....	37
Slika 18 Zakretni mehanizam sa protuutegom.....	39
Slika 19 Hydromatic sustav	40
Slika 20 Shematski prikaz djelovanja aerodinamičkog momenta (ucrtan negativno)	41
Slika 21Princip djelovanja mehanizma	43
Slika 22 Prikaz spoja lopatice i metalnog prstena.....	50
Slika 23 RAF6, $t = 13\%$	60
Slika 24 RAF6, $t = 25\%$	60
Slika 25 Polara za ONERA 8 aeroprofil.....	61
Slika 26 Polara za ONERA 8.5 aeroprofil.....	61
Slika 27 Polara za ONERA 10 aeroprofil.....	62
Slika 28 Polara za ONERA 12 aeroprofil.....	62
Slika 29Polara za ONERA 18.5 aeroprofil.....	63
Slika 30 Polara za ONERA 25 aeroprofil.....	63
Slika 31 Planetarni prijenosnik, Portescap R40.....	67
Slika 32 Elektro motor, Portescap 30GT2R82 4.....	68
Slika 33 Utorni ležaj, SKF 71815ACD/HCP4.....	69
Slika 34 Radijalno - aksijalni ležaj, SKF NKXR 15 Z.....	69

Slika 35 Naprezanje u slučaju centrifugalnog opterećenja, $\text{Von Mises}_{\text{max}} = 69.96 \text{ MPa}$	70
Slika 36 Bliži pogled na korijen lopatice u slučaju centrifugalnog opterećenja.....	70
Slika 37 Normalno uzdužno naprezanje za centrifugalno opterećenu lopaticu, $\sigma_{x,\text{max}} = 64.05 \text{ MPa}$	71
Slika 38 Odziv na kombinirano opterećenje, $\text{Von Mises}_{\text{max}} = 201,2 \text{ MPa}$	72
Slika 39 Bliži pogled na kombinirano opterećnu lopaticu, Von Mises	72
Slika 40 Normalno uzdužno naprezanje u slučaju kombiniranog naprezanja, $\sigma_{x,\text{max}} = 197,6 \text{ MPa}$	73
Slika 41 Deformirana lopatica usljed kombiniranog opterećenja, $T_{\text{tot}} = 332,9 \text{ mm}$	73

Popis tablica

Tablica 1 Koordinate RAF 6 aeroprofila	18
Tablica 2 Elastične konstante buke i smreke, 12% sadržaj vlage, ref [8] i ref [12].....	53
Tablica 3 Raspored potiska po duljini lopatice.....	56

Popis oznaka i mjernih jedinica

Oznaka	Opis	mjerna jedinica
<i>A</i>	površina diska elise	m^2
a_0	nagib krivulje uzgona,	1/deg, 1/rad
<i>B</i>	broj lopatica	
<i>b</i>	raspon krila	m
<i>BAF</i>	faktor djelovanja lopatice	
<i>BC</i>	korekcija buke obzirom na broj lopatica	dB
<i>c</i>	duljina tetive	m
c_d	koeficijent otpora aeroprofila	-
c_l	koeficijent uzgona aeroprofila	-
c_{l0}	koeficijent uzgona aeroprofila ri nultom napadnom kutu	-
c_m	koeficijent aerodinamičkog momenta aeroprofila	-
C_P	koeficijent snage	-
C_Q	koeficijent okretnog momenta	-
C_T	koeficijent potiska	-
<i>D</i>	promjer elise	m
<i>d</i>	nazivni pomjer vretena	mm
d_2	srednj promjer navoja	mm
d_3	promjer jezgre vretena	mm
<i>DA</i>	površina diska elise	ft^2
<i>DI</i>	korekcija smjernosti inteziteta buke	dB
<i>E</i>	modul elastičnosti	N/mm^2
<i>FL</i>	doprinos intezitetu buke	dB
F_t	obodna sila na vretenu	N
G_{ij}	modul smika	N/mm^2
H_1	nosiva dubina trapeznog navoja	mm
<i>J</i>	korak napredovanja ili korak	
<i>M</i>	okretni moment, Machov broj	Nm, -
M_{rot}	Machov broj vrha lopatice usljed rotacije	-

M_{tip}	Ukupni Machov broj vrha lopatice usljed rotacije i translacije	-
\dot{m}	maseni protok	kg/s
n	broj okretaja, broj navoja vretena	min^{-1} ili s^{-1} , -
NC	ukupni broj elisa na zrakoplovu	-
OSPL	ukupni nivo buke	dB
p	statički tlak	Pa
P	snaga, korak navoja	kW ili HP, mm
p_0	zaustavni tlak	Pa
p_b	bočni tlak navoja matice	N/mm^2
P_{bl}	faktor opterećenja lopatice snagom	HP/ft^2
P_h	uspon vretena	mm
PNL	zamjetni intezitet buke	dB
Q	okretni moment	Nm
r	trenutni radijus lopatice	m
r_2	srednji radijus navoja	mm
SHP	snaga na izlaznom vratilu	HP
T	potisak, moment torzije	N, Nm
t	debljina presjeka lopatice, vrijeme	m, s
t/c	relativna debljina aeroprofila	-
T_s	statički potisak	N, lbf
T/A	opterećenje diska	N/m^2
u	horiontalni pomak	m
V	brzina leta	m/s
v	vertikalni pomak	m
V_i	inducirana brzina	m/s
v_i	konačni prirast inducirane brzine	m/s
V_{RO}	ukupna brzina optsrivanja	m/s
x	relativna pozicija na lopatici	-
α	napadni kut, kut uspona vretena	$^\circ$ ili rad, $^\circ$
β	kut uvijanja elise	$^\circ$, rad
Δv	prirast brzine	m/s
ϕ	kut napredovanja	$^\circ$, rad
ϕ_0	korigirani kut napredovanja	$^\circ$, rad
η	iskoristivost	-
θ	kut inducirane brzine	$^\circ$, rad
λ_Q	pomoćna funkcija otpora	-
λ_T	pomoćna funkcija potiska	-
μ	koeficijent trenja	-
ν_{ij}	Poissonov koeficijent elastičnosti	-
ρ	masena gustoća	kg/m^3 , g/cm^3
ρ'	kut trenja vretena	$^\circ$
σ	omjer solidifikacije propelera, normalno naprezanje	- , N/mm^2
σ_{red}	reducirano naprezanje	N/mm^2
τ	tangencijalno naprezanje	N/mm^2
Ω	kutna brzina	rad/s

Izjava:

Izjavljujem da sam ovaj rad radio samostalno uz pomoć svog mentora.

1. Aerodinamska analiza

1.1. Uvod

Pogonska elisa zrakoplova je turbostroj čija je svrha pretvorba okretnog momenta dovedenog sa motora u koristan potisak. Sastoji se od 2 ili više lopatica koje su u suštini rotirajuća krila. Lopatice su izrazito uvijene duž raspona (u usporedbi s avionskim fiksnim krilom) kako bi se lokalni napadni kut održao unutar prihvatljivih granica. Na performanse elise utječe nekoliko faktora i u ovom radu će se pokušati dati uvid u većinu njih tokom ove aerodinamske analize. Iako ne spada striktno u aerodinamsku analizu, u ovom poglavlju će se opisati i preliminarni proračun buke. To je zato jer ograničenja na emisiju buke imaju velik utjecaj na odabir promjera elise. Nakon proračuna i komentara rezultata, prezentirati će se utjecaj pojedinih geometrijskih značajki na performanse elise. Temeljem te rasprave odabrati će se geometrijske značajke nove elise. Koristeći iste metode proračuna, analizirati će se nova elisa čiji će rezultati biti prezentirani i u komentaru uspoređeni sa rezultatima referentne elise.

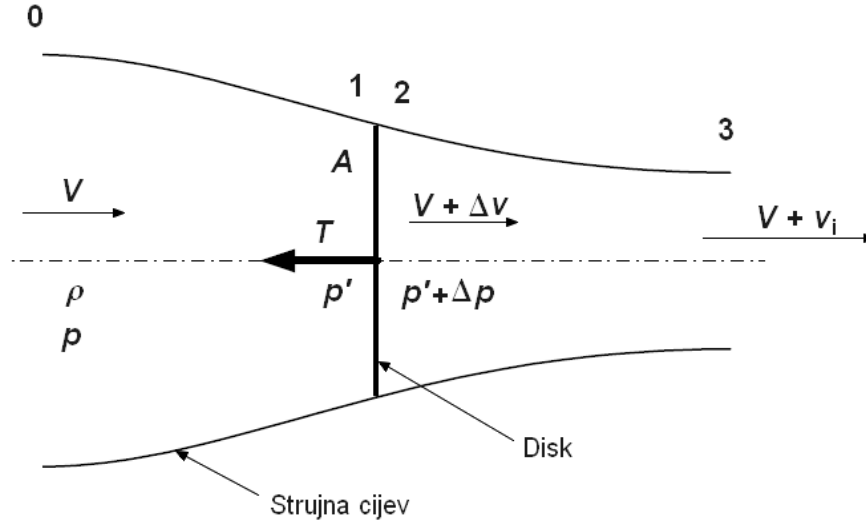
1.2. Proračun

Svrha proračuna elisa jest izračunati karakteristike elise i odrediti utjecaj promjene pojedinih geometrijskih značajki na iste. Prije svega tu se misli na karakteristiku potiska, snage i iskoristivosti u ovisnosti o koraku napredovanja. Ukratko traži se $C_T(J)$, $C_P(J)$ i $\eta(J)$. Postoji nekoliko teorija koje će biti opisane i primjenjene na konkretnu elisu.

Najjednostavnija teorija kojom se opisuje način rada elise je takozvana teorija količine gibanja (*momentum theory*) ili teorija diska. Glavni nedostatak te teorije jest nepostojanje mehanizma za opisivanje utjecaja geometrijskih značajki elise. Time se bavi teorija elementarnog kraka lopatice (*blade element theory*). Tom teorijom u proračun su uključene geometrijske značajke elise. Metoda kojom će se izračunati aerodinamske karakteristike elise je kombinacija gore navedenih teorija. Proračun se bazira na postupcima iz ref [1] i [2].

1.2.1. Teorija diska

Prema ovoj teoriji elisa se zamjenjuje diskom sastavljenim od beskonačnog broja lopatica preko kojega se statički tlak skokovito mijenja. Pretpostavlja se bezrotacijsko, jednoliko i nestlačivo strujanje kroz i oko diska. Tlak na disku je jednoliko raspoređen (uniforman).



Slika 1 Principijelna shema teorije diska

Daleko ispred diska stanje strujanja je opisano sa brzinom V , tlakom p i gustoćom ρ . Na disku brzina iznosi $V + \Delta v$. Brzina kroz disk se ne može mijenjati skokovito jer to zahtijeva beskonačno ubrzanje. Tlak ispred diska je označen sa p' , a iza diska sa $p' + \Delta p$. Porast tlaka u iznosu Δp je posljedica dodavanja energije strujanja od strane elise (diska). Primjenom Bernoullijeve jednadžbe za nestlačivo strujanje za situaciju ispred i iza diska daje:

Ispred diska:

$$p + \frac{1}{2}\rho V^2 = p_0 = p' + \frac{1}{2}\rho(V + \Delta v)^2 \quad (1.1)$$

Iza diska:

$$p' + \frac{1}{2}\rho(V + v_i)^2 = p_{01} = p' + \Delta p + \frac{1}{2}\rho(V + \Delta v)^2 \quad (1.2)$$

Sređivanjem dobije se izraz za razliku tlakova Δp :

$$\Delta p = p_{01} - p_0 = \rho \left(V + \frac{v_i}{2} \right) v_i \quad (1.3)$$

Ako je A površina diska tada je stvoreni potisak jednak:

$$T = A\Delta p = A\rho \left(V + \frac{v_i}{2} \right) v_i \quad (1.4)$$

Primjenjujući jednadžbu kontinuiteta na strujnu cijev prema slici (Slika 1) dobijemo sljedeći izraze:

Maseni tok kroz disk jednak je:

$$\dot{m} = \rho A (V + \Delta v) = konst \quad (1.5)$$

Kako su gustoće ispred i iza diska jednake, prema gornjoj jednadžbi brzine tik ispred i iza diska moraju biti jednake jer je površina diska konstantna.

Primjena jednadžbe o održanju količine gibanja na strujnu cijev daje:

$$T = \Delta I \quad (1.6)$$

tj. potisak mora biti jednak promjeni impulsnih funkcija kroz strujnu cijev. Promjena količine gibanja na ulazu i izlazu iz strujne cijevi mora biti jednaka potisku.

Impuls na ulazu je jednak :

$$I_0 = V \dot{m} \quad (1.7)$$

A na izlazu :

$$I_3 = (V + v_i) \dot{m} \quad (1.8)$$

Pa je:

$$\Delta I = \dot{m}(V + v_i - V) = \dot{m}v_i = T \quad (1.9)$$

Ako sad izjednačimo gornji izraz ta potisak sa onim dobivenim pomoću Bernoullijeve jednadžbe:

$$\begin{aligned} A\rho \left(V + \frac{v_i}{2} \right) v_i &= \rho A (V + \Delta v) v_i \\ V + \frac{v_i}{2} &= V + \Delta v \\ v_i &= 2\Delta v \end{aligned} \quad (1.10)$$

Što znači da je povećanje brzine iza diska (na izlazu iz strujne cijevi) 2 puta veće od povećanja brzine na samom disku.

Iskoristivost elise je odnos korisne snage i uložene snage. Korisna snaga je jednaka umnošku korisnog potiska i brzine zrakoplova tj TV. Uložena snaga je jednaka onoj potrebnoj za ubrzavanje mase zraka od brzine V do brzine V+v_i tj promjeni kinetičke energije masenog protoka unutar strujne cijevi.

$$\begin{aligned} P &= \frac{1}{2} \dot{m} [(V + v_i)^2 - V^2] = \dot{m} v_i \left(V + \frac{v_i}{2} \right) \\ \dot{m} v_i &= T \\ P &= T \left(V + \frac{v_i}{2} \right) \end{aligned} \quad (1.11)$$

Iskoristivost idealne elise je tada:

$$\eta_i = \frac{TV}{P} = \frac{TV}{TV + T \frac{v_i}{2}} = \frac{1}{1 + \frac{v_i}{2V}} = \frac{1}{1 + \frac{\Delta v}{V}} = \frac{V}{V + \Delta v} \quad (1.12)$$

Ovako definirana iskoristivost elise uzima u obzir gubitke zbog ubrzanja struje zraka i ne uključuje druge gubitke poput trenja ili rotacijske gubitke. Iz gornje jednačbe se vidi da za je za postizanje visoke iskoristivosti elise prirast brzine Δv potrebno održavati malenim.

Kombiniranjem izraza (1.9) i (1,10) dobije se sljedeći izraz za potisak:

$$T = 2\rho A(V + \Delta v)\Delta v \quad (1.13)$$

Izlučivanjem prirasta brzine pri konstantnoj vrijednosti ostalih varijabli slijedi:

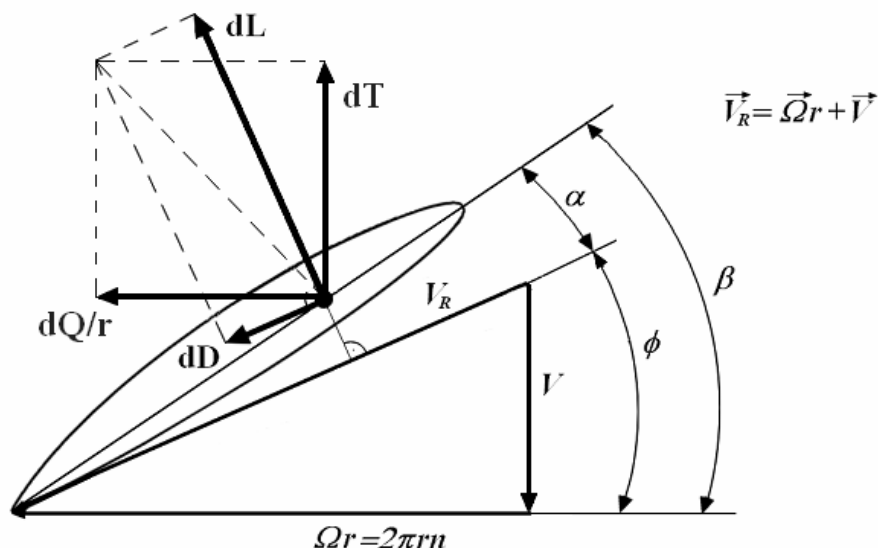
$$\Delta v = -\frac{V}{2} + \sqrt{\left(\frac{V}{2}\right)^2 + \frac{T}{2\rho A}} \quad (1.14)$$

Drugi član ispod korijena tj parametar T/A se naziva opterećenje diska (*disk loading*) koji ima utjecaj na prirast brzine, a samim time na iskoristivost elise. Što je opterećenje diska veće to je iskoristivost elise manja. Smanjenje opterećenja diska se postiže povećanjem promjera elise. Međutim veliki promjeri elise su nepoželjni iz nekoliko razloga:

- zbog velikih obodnih brzina vrhova lopatica dolazi do nadzvučnog strujanja i gubitaka vezanih uz takav režim rada.
- javljaju se problemi sa udaljenošću elise i zemlje
- veliki promjeri uzrokuju veliko opterećenje korijena lopatica
- javlja se povećana buka elise zbog velike obodne brzine vrhova lopatica

Nadalje, vidi se da za konstantu vrijednost potiska T , tj parametra T/A , prirast brzine Δv opada sa porastom brzine leta V . Što će reći što je veća brzina leta za zadani potisak veća je iskoristivost elise.

1.2.2. Teorija elementa lopatice



Slika 2 Principijelna shema elementarnog kraka

Element lopatice je prikazan na slici. Ovdje se razmatraju sile koje djeluju na element lopatice na udaljenosti r od osi rotacije elise. Element se giba obodnom brzinom $2\pi rn$, gdje n označava broj okretaja u sekundi elise. Nadalje, elisa se kreće progresivnom brzinom V , pa se ona vektorski zbraja sa obodnom brzinom. Sila uzgona dL je okomita na vektor resultantne brzine a , sila otpora dD u smjeru resultantne brzine (okomito na uzgon). Sila dT je sila potiska koju stvara element lopatice, a dQ/r je sila koja stvara okretni moment elise, Q . Kut β je geometrijska značajka lopatice i naziva se kut uvijanja lopatice. Kut ϕ zatvara vektor resultantne brzine sa ravninom rotacije i naziva se kut napredovanja. Kut α je lokalni napadni kut elementa lopatice. Lokalni napadni kut jednak je razlici kuta β i kuta ϕ . Iz toga se vidi važnost uvijanja lopatice po rasponu kako bi se kompenzirala promjena obodne brzine, kao i važnost zakretanja cijele lopatice kako bi se kompenzirala promjena brzine leta.

Prema slici je elementarni potisak dT i elementarni okretni moment dQ su jednaki:

$$\begin{aligned} dT &= dL \cos \phi - dD \sin \phi = \frac{1}{2} \rho V_R^2 c dr (c_l \cos \phi - c_d \sin \phi) \\ dQ &= (dL \sin \phi + dD \cos \phi) r = \frac{1}{2} \rho V_R^2 c r dr (c_l \sin \phi + c_d \cos \phi) \end{aligned} \quad (1.15)$$

Iskoristivost elise je definirana sljedećim izrazom:

$$\eta = \frac{V dT}{\Omega dQ} = \frac{V}{\Omega r} \frac{(c_l \cos \phi - c_d \sin \phi)}{(c_l \sin \phi + c_d \cos \phi)} = \tan \phi \frac{(c_l \cos \phi - c_d \sin \phi)}{(c_l \sin \phi + c_d \cos \phi)} \quad (1.16)$$

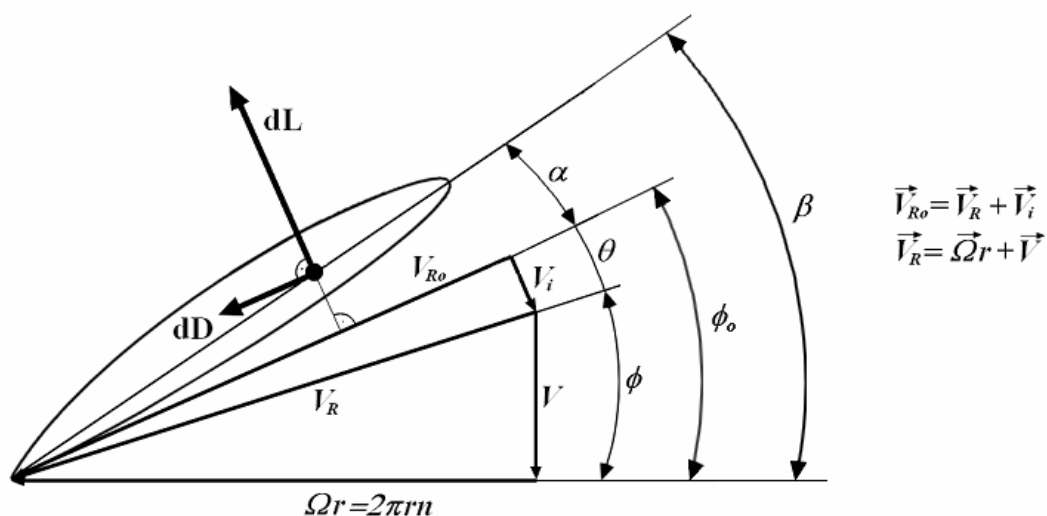
Prije integracije navedenih jednadžbi preko svih lopatica, aerodinamički koeficijenti svih sekcija moraju biti poznati. Međutim ti se koeficijenti mogu točno izračunati samo ako znamo kut inducirane brzine koji utječe na konačan iznos napadnog kuta na pojedinoj lokaciji lopatice. Pošto ova metoda ne uzima u obzir utjecaj inducirane brzine uvodi se metoda proračuna koja kombinira teoriju diska sa teorijom elementa lopatice, kraće nazvana teorija vrtloga.

1.2.3. Teorija vrtloga

Ova teorija uzima u obzir inducirani tok koji nastaje kao posljedica stvaranja uzgona na lopatici konačnog raspona. Koristeći teoriju očuvanja količine gibanja, potisak se može izraziti u ovisnosti o induciranoj brzini. Ako je broj lopatica jednak B (uz privremeno zanemarivanje otpora) tada je:

$$BdT = BdL \cos \phi_0 = \frac{1}{2} B c_l V_{R0}^2 c dr \cos \phi_0 \quad (1.17)$$

gdje su ϕ_0 i V_{R0} označeni na slici.



Slika 3 Principijelna shema teorije vrtloga

Prema slici je komponenta inducirane brzine u smjeru potiska jednaka $V_i \cos \phi_0$, pa se prema teoriji očuvanja količine gibanja može napisati:

$$BdT = 2\rho(2\pi r dr)(V + V_i \cos \phi_0)(V_i \cos \phi_0) \quad (1.18)$$

ako izjednačimo zadnje dvije jednačbe dobije se:

$$V_i = \frac{B c_l c (V_{R0})^2}{8 \pi r (V + V_i \cos \phi_0)} \quad (1.19)$$

pojednostavljenja radi, pretpostavimo da je kut inducirane brzine θ malen pa je tada:

$$\sin \phi_0 = \sin(\phi + \theta) \approx \sin \phi + \theta \cos \phi \approx \frac{V + V_i \cos \phi_0}{V_{R0}}, \quad (1.20)$$

nadalje :

$$\tan \theta = V_i / V_{R0} \approx \theta \quad (1.22)$$

$$c_l = a_0 \alpha_0 + c_{l_0} = a_0 (\beta - \phi - \theta) + c_{l_0} \quad (1.23)$$

gdje je a_0 nagib krivulje uzgona za aeroprofil propelera a c_{l_0} koeficijent uzgona pri nultom napadnom kutu.

Sada se može kut inducirane brzine izraziti kao:

$$\theta \approx B \left(\frac{c}{8 \pi r} \right) \frac{a_0 (\beta - \phi - \theta) + c_{l_0}}{(\sin \phi + \theta \cos \phi)} \quad (1.21)$$

Općenito, duljina tetive, c , se mijenja duž radijusa r , ali za mnoge elise se može uvesti konstantna duljina tetive kao dobra aproksimacija.

Faktor solidifikacije propelera σ , je definiran kao omjer površine lopatice i površine diska propelera. Za konstantnu duljinu tetive c , omjer solidifikacije je:

$$\sigma = \frac{B c R}{\pi R^2} = \frac{B c}{\pi R} \quad (1.22)$$

Uvodi se relativna pozicija na lopatici preko $x = r/R$, pa je preko x i σ moguće izraziti jednadžbu za θ :

$$\theta^2 \cos \phi + \theta \left(\sin \phi + \frac{\sigma a_0}{8 x} \right) - \frac{\sigma}{8 x} [a_0 (\beta - \phi) + c_{l_0}] = 0 \quad (1.23)$$

rješenje gornje jednadžbe daje izraz za kut inducirane brzine θ :

$$\theta = \frac{1}{2 \cos \phi} \left\{ - \left(\sin \phi + \frac{a_0 \sigma}{8 x} \right) + \sqrt{\left(\sin \phi + \frac{a_0 \sigma}{8 x} \right)^2 + 4 \cos \phi \frac{\sigma}{8 x} [a_0 (\beta - \phi) + c_{l_0}]} \right\} \quad (1.24)$$

pa je elementarni potisak jednak

$$\begin{aligned} dT &= B(dL \cos \phi_0 - dD \sin \phi_0) = \frac{1}{2} B \rho V_{R_0}^2 c dr (c_l \cos \phi_0 - c_d \sin \phi_0) \\ &= B \rho \left(\frac{2 \pi^2 n^2 r^2}{\cos^2 \phi} \cos^2 \theta \right) c dr (c_l \cos \phi_0 - c_d \sin \phi_0) \end{aligned} \quad (1.25)$$

Slično se može izraziti elementarni okretni moment

$$dQ = B(dL \sin \phi_0 + dD \cos \phi_0) r = B \rho \left(\frac{2 \pi^2 n^2 r^3}{\cos^2 \phi} \cos^2 \theta \right) c dr (c_l \sin \phi_0 + c_d \cos \phi_0) \quad (1.30)$$

gdje je konačna relativna brzina V_{R_0} izražena preko:

$$V_{R_0} = V_R \cos \theta = \left(\frac{2 \pi n r}{\cos \phi} \right) \cos \theta \quad (1.31)$$

Uvode se pomoćne funkcije λ_T i λ_Q radi pojednostavljenja izraza:

$$\lambda_r = \left(\frac{\cos^2 \theta}{\cos^2 \phi} \right) (c_l \cos \phi_0 - c_d \sin \phi_0)$$

$$\lambda_Q = \left(\frac{\cos^2 \theta}{\cos^2 \phi} \right) (c_l \sin \phi_0 + c_d \cos \phi_0)$$
(1.32)

Nakon uvođenja relativne pozicije $x = r/R$ elementarni potisak i okretni moment su sada

$$dT = 2B\rho\pi^2 n^2 r^2 c dr \lambda_r = 2B\rho\pi^2 n^2 x^2 R^3 c \lambda_r dx$$

$$dQ = 2B\rho\pi^2 n^2 r^3 c dr \lambda_Q = 2B\rho\pi^2 n^2 x^3 R^4 c \lambda_Q dx$$
(1.33)

Koeficijenti potiska, okretnog momenta i snage su definirani na sljedeći način:

Koeficijent pogonske sile : $C_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4}$ (1.34)

Koeficijent okretnog momenta: $C_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5}$ (1.35)

Koeficijent snage: $C_p = \frac{P}{\rho n^3 D^5}$ (1.36)

Kada su poznati navedeni koeficijenti lako se odredi iskoristivost elise:
Iskoristivost elise je:

$$\eta = \frac{TV}{P} = \frac{C_T \rho n^2 D^4 V}{C_p \rho n^3 D^5} = \frac{C_T}{C_p} \frac{V}{nD}$$
(1.37)

Gdje su: n – broj okretaja elise, okr/s
 V – brzina napredovanja elise ili zrakolova, u m/s
 D – promjer elise, u m

Odnos V/nD se naziva koeficijent napredovanja ili korak napredovanja (skraćeno korak) i označava se sa J , pa je :

$$\eta = \frac{C_T}{C_p} J$$
(1.38)

Zamjenama $D = 2R$ i $Bc = \sigma\pi R$ te diferenciranjem gornjih jednadžbi obzirom na varijablu x dobivamo :

$$\frac{dC_T}{dx} = \frac{dT/dx}{16\rho n^2 R^4} = \frac{2\rho\pi^3 R^4 x^2 \sigma \lambda_r}{16\rho n^2 R^4} = 3.88x^2 \sigma \lambda_r$$

$$\frac{dC_Q}{dx} = \frac{dQ/dx}{32\rho n^2 R^5} = \frac{2\rho\pi^3 R^5 x^3 \sigma \lambda_Q}{32\rho n^2 R^5} = 1.84x^3 \sigma \lambda_Q$$
(1.39)

Integriranjem po rasponu se izračunavaju traženi koeficijenti C_T i C_Q , a koeficijent snage se može izračunati prema:

$$C_p = 2\pi C_Q \quad (1.40)$$

Sada kada su dane teoretske osnove potrebne za izračun karakteristika elise može se nastaviti sa analizom konkretne elise. U sljedećem poglavlju prikazati će se primjena gornjih izraza na konkretnom slučaju.

1.3. Analiza McCauley DTM 7557 elise

Služeći se izrazima iz prethodnog poglavlja analizirati ćemo performanse elise koja pogoni jedan mali civilni zrakoplov. To je DTM 7557 elisa proizvođača McCauley koja se standardno ugrađuje na mali zrakoplov tipa Cessna 172 P iz 1986. Zrakoplov je pogonjen motorom proizvođača Lycoming tipa O-320-D2J koji razvija 119 kW (160 HP) pri 2700 min⁻¹.

1.3.1. Geometrijske značajke DTM 7557 elise

Prve dvije znamenke u nazivu obilježavaju promjer elise D u inčima, a druge dvije nominalni korak elise p na 75 posto radijusa lopatice, također u inčima. Promjer ove elise iznosi 1.905 m, ima 2 lopatice, a kut uvijanja na 75% radijusa se izračuna prema sljedećoj formuli:

$$\beta_{0.75} = \arctan \frac{p}{0.75\pi d} = \arctan \frac{57}{0.75\pi \cdot 75} = 17.88^\circ \quad (1.41)$$

Za analizu nam je potreban raspored kuta uvijanja po rasponu lopatice ($\beta(x)$), zatim promjena duljine tetive po rasponu ($c(x)$) i promjena debljine po rasponu ($t(x)$).

U ref [2] dane su funkcije u ovisnosti o relativnoj poziciji na lopatici i glase:

$$\begin{aligned} c(x) &= \sqrt{-65.99x^2 + 45.11x + 26.5} \\ t(x) &= \frac{1}{6.767x^3 - 9.2040x^2 + 6.718x - 0.33546} \\ \beta(x) &= 20.929x^2 - 49.801x + 43.375 \\ x &= r/R \end{aligned} \quad (1.42)$$

Kut uvijanja je dan u stupnjevima, dok su duljina tetive i debljina lopatica dane u inčima. Prilikom proračuna to treba uzeti u obzir.

Aeroprofil na svim pozicijama je RAF6. Koordinate istog su dane u tablici.

x	0.025	0.05	0.10	0.20	0.30	0.40	0.50	0.60	0.70	0.80	0.90	1.00
y _g	0.0359	0.0541	0.0743	0.0906	0.0958	0.0953	0.0917	0.0841	0.0714	0.538	0.0331	0.0015
y _d	-0.050	-0.0049	-0.0047	-0.0044	-0.0040	-0.0037	-0.0033	-0.0029	-0.0026	-0.0022	-0.0019	-0.0015

Tablica 1 Koordinate RAF 6 aeroprofila

1.3.2. Određivanje C_T , C_P , i η elise

Sada će se u koracima opisati općeniti postupak ili algoritam proračuna karakteristika elise. Lopatica elise se podijeli na određen broj presjeka, svaki sa svojom relativnom pozicijom x . Nadalje, za svaku poziciju i jednu vrijednost brzine leta V (odnosno koraka napredovanja J) se računaju potrebne varijable. Ukupni broj kalkulacija je tada jednak: Broj presjeka lopatica \times broj različitih vrijednosti brzina. Ako lopaticu podijelimo na 100 presjeka i odredimo raspon brzina od 0 do 65 m/s u koraku od 0.5 m/s, tada je broj kalkulacija jednak $100 \times 130 = 13\ 000$. Zbog tog razloga niže navedeni postupak je preveden u računalni algoritam i programiran u obliku nekoliko MATLAB rutina kojima se računaju potrebne karakteristike. Način proračuna je preuzet iz ref[1] i uz manje preinake izgleda ovako:

1. odabrati relativnu poziciju na lopatici : $x = r / R$

2. odrediti lokalni kut napredovanja, ϕ , iz: $\tan \phi = \frac{V}{2\pi r}$

3. odrediti omjer solidifikacije propelera : $\sigma = \frac{Bc}{\pi R}$

gdje je B broj lopatica u propeleru, a R je radijus elise

4. odrediti inducirani kut:

$$\theta = \frac{1}{2 \cos \phi} \left\{ - \left(\sin \phi + \frac{a_0 \sigma}{8x} \right) + \sqrt{\left(\sin \phi + \frac{a_0 \sigma}{8x} \right)^2 + 4 \cos \phi \frac{\sigma}{8x} [a_0 (\beta - \phi) + c_{l_0}]} \right\}$$

Napomena: ovdje je pretpostavljena linearna veza između koeficijenta uzgona i napadnog kuta i to preko nagiba krivulje uzgona a_0 . Pretpostavka je opravdana za određeni raspon napadnih kuteva (cca -8° do 14°). Za veće napadne kuteve koeficijent uzgona rapidno pada. Također veličina c_{l_0} je ovisna o relativnoj debljini aeroprofila trenutnog presjeka lopatice. Određivanje iste je objašnjeno malo niže u tekstu.

5. izračunati napadni kut : $\alpha = \beta - \phi - \theta$

6. izračunati koeficijente uzgona i otpora aeroprofila c_l i c_d obzirom na dobiveni napadni kut u prethodnom slučaju.

Koeficijenti uzgona i otpora, osim o napadnom kutu, ovise i o debljini i vrsti aeroprofila na trenutnoj poziciji, kao i o Machovom broju koji se u slučaju elise osjetno mijenja od korijena prema vrhu lopatice. Problem leži u određivanju polare za svaki od presjeka koji se trenutno proračunava. Svaki presjek ima svoju relativnu debljinu i Machov broj. Presjeka ima oko 100, što znači 100 različitih debljina i Machovih brojeva što znači da je potrebno 100 različitih polara. Ti podaci se mogu pronaći u različitim objavljenim izvještajima o rezultatima ispitivanja u aerotunelima (npr. Summary of Airfoil Data, Abbot i Doenhoff). Međutim za aeroprofile koji se ovdje koriste tih podataka jednostavno nema. Nadalje, teško da će za određenu vrstu aeroprofila biti prikazani rezultati ispitivanja za više od svega nekoliko relativnih debljina.

Alternativa je pronađena u programima koji panelnom metodom računaju polare aeroprofila. Jedan od takvih programa je i XFOIL kojim se i autor ovog rada koristio. XFOIL je program koji kombinira panelnu metodu i utjecaj graničnog sloja i viskoznosti te je moguće dobiti precizne podatke o polarama. Radi dosljednosti, ovim programom će se računati i polare za RAF 6 aeroprofil i za novi aeroprofil nove elise.

Računanje polare za svaki presjek nije praktično. Izračunati će se polare za nekoliko presjeka (4-6) a podaci između će se linearno interpolirati. Treba imati na umu da cijeli postupak određivanja polare je aproksimativan, točni podaci se mogu dobiti jedino u aerotunelu. Međutim svrha ovog aerodinamičkog proračuna 2 elise nije dobivanje apsolutno točnih podataka nego kvalitativna usporedba dviju elisa. Stoga je važno održavati dosljednost u korištenju metoda proračuna o čemu se tokom izrade ovog rada vodilo računa.

Nakon proračuna polare i određivanja koeficijenata uzgona i otpora za dani presjek nastavlja se sa daljnjim tijekom proračuna

7. izračunati kut konačne relativne brzine Φ_0 prema: $\phi_0 = \phi + \theta$

8. izračunati pomoćne funkcije λ_T i λ_D prema:

$$\lambda_T = \left(\frac{\cos^2 \theta}{\cos^2 \phi} \right) (c_l \cos \phi_0 - c_d \sin \phi_0)$$

$$\lambda_Q = \left(\frac{\cos^2 \theta}{\cos^2 \phi} \right) (c_l \sin \phi_0 + c_d \cos \phi_0)$$

9. odrediti dC_T/dx i dC_Q/dx prema:

$$\frac{dC_T}{dx} = \frac{dT/dx}{16\rho n^2 R^4} = \frac{2\rho\pi^3 R^4 x^2 \sigma \lambda_T}{16\rho n^2 R^4} = 3.88x^2 \sigma \lambda_T$$

$$\frac{dC_Q}{dx} = \frac{dQ/dx}{32\rho n^2 R^5} = \frac{2\rho\pi^3 R^5 x^3 \sigma \lambda_T}{32\rho n^2 R^5} = 1.84x^3 \sigma \lambda_T$$

10. ponoviti postupak za dovoljan broj relativnih pozicija x , te numerički integrirati dobivene rezultate za dovoljan broj odabranih brzina leta V tj. koraka napredovanja J .

11. Rezultirajuće funkcije trebaju biti oblika $C_T(J)$ i $C_Q(J)$. Izračunati $C_P(J)$ i $\eta(J)$:

$$C_P(J) = 2\pi C_Q(J)$$

$$\eta(J) = \frac{C_T(J)}{C_Q(J)} J$$

Prema gore navedenom algoritmu u programu Matlab izrađeno je nekoliko rutina koje računaju tražene karakteristike. Rezultati su prikazani dalje u tekstu.

1.3.3. Rezultati proračuna DTM 7557

Ulazni podaci za elisu McCauley DTM 7557:

Promjer elise: $D = 1.905 \text{ m}$

Broj lopatica: $B = 2$

Duljina tetive:

$$c(x) = \sqrt{-65.99x^2 + 45.11x + 26.5} \cdot 0.0254 \text{ m} \quad (1.43)$$

Relativni kut uvijanja: prema funkciji:

$$\beta(x) = (20.929x^2 - 49.801x + 43.375) \cdot \pi / 180 \text{ rad} \quad (1.44)$$

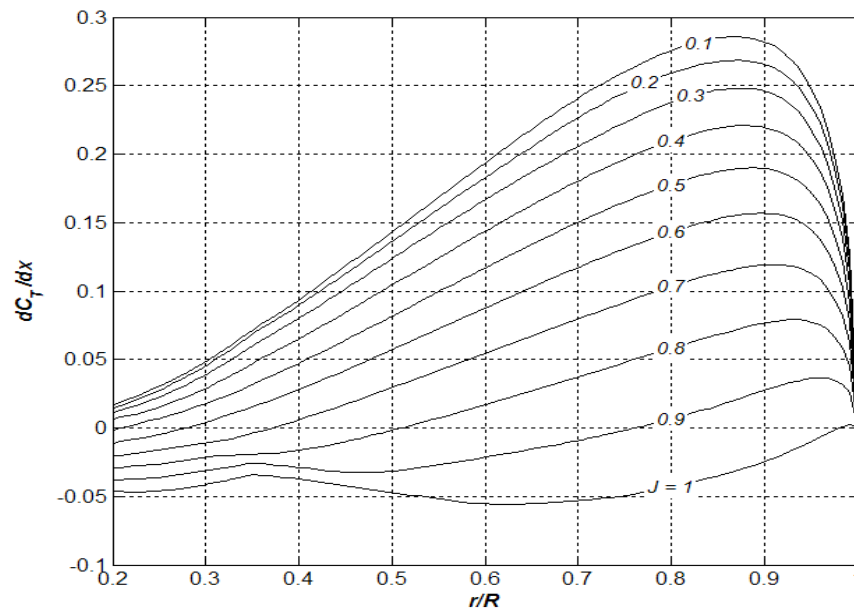
Aerodinamičke karakteristike: polare dobivene programom XFOIL, nalaze se u prilogu

Broj okretaja : $n = 45 \text{ okr/s (2700 okr/min)}$

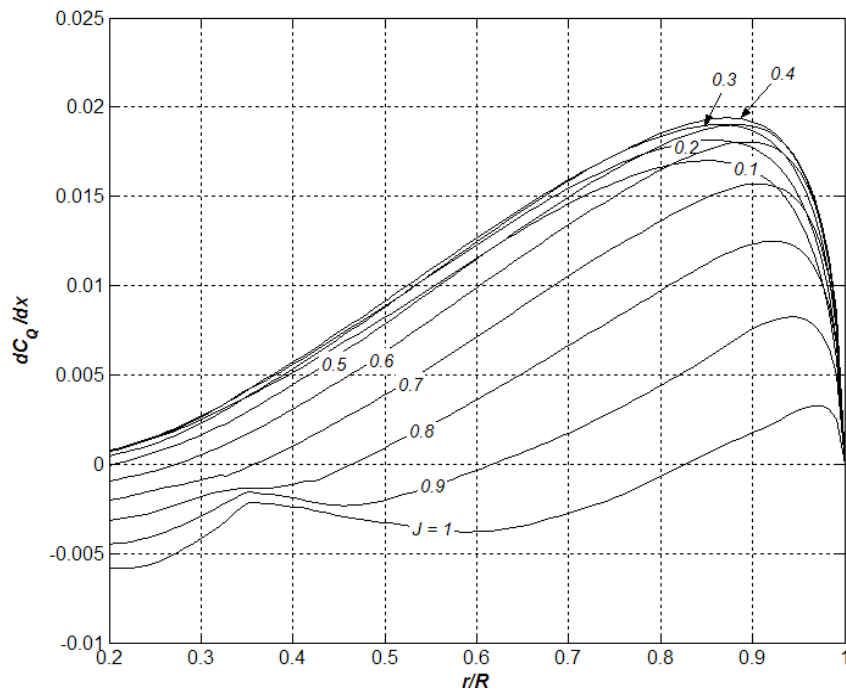
Visina : $h = 0 \text{ m}$

Rezultati su dani u grafičkom obliku

Gradijenti koefijenta potiska i okretnog momenta:

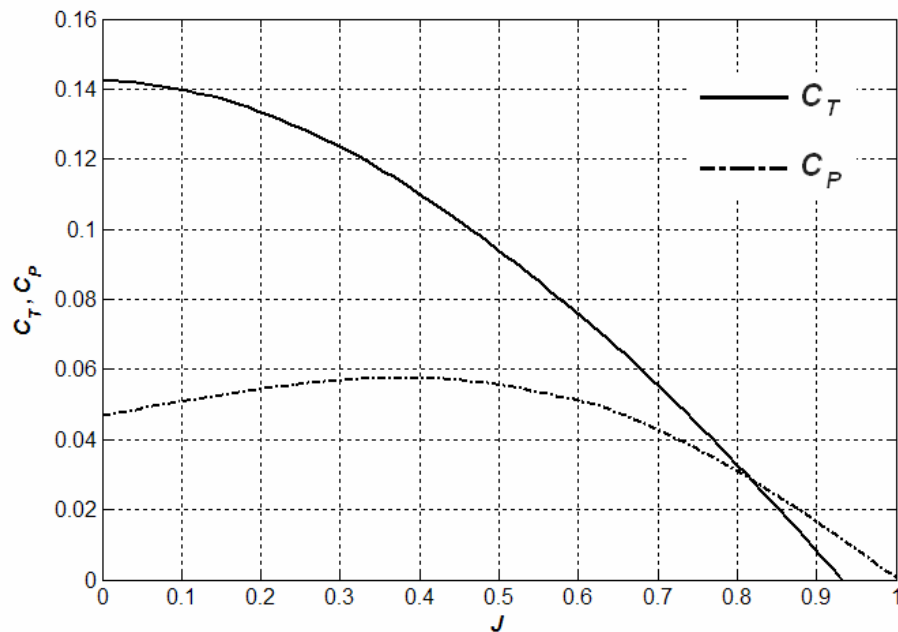


Slika 4 Gradijenti potiska za McCauley DTM 7557 elisu

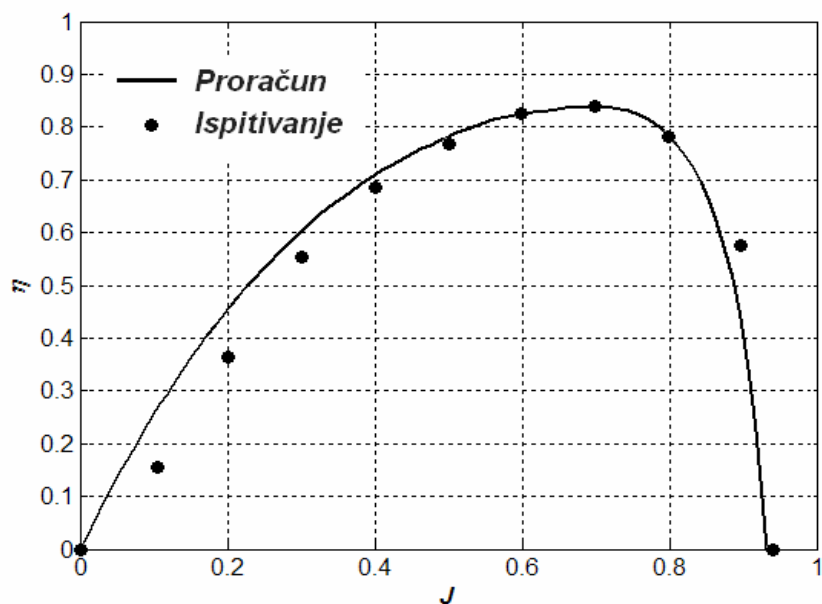


Slika 5 Gradijenti okretnog momenta za McCauley DTM 7557 elisu

Koeficijenti potiska i snage:



Slika 6 Koeficijenti potiska i snage DTM 7557 elise



Slika 7 Iskoristivost McCauley DTM 7557 elise

1.3.4. Komentar rezultata proračuna DTM 7557 elise

Iz rezultata za gradijente potiska po rasponu može se vidjeti da se glavnina potiska ostvaruje na vanjskim dijelovima lopatice. To je razumljivo jer je obodna brzina na tim pozicijama veća i više se energije predaje zraku.

Rezultati proračuna iskoristivosti dani su zajedno sa rezultatima ispitivanja. Rezultati ispitivanja su pronađeni u ref [2] i dani su od strane proizvođača McCauley. Ovi podaci daju mogućnost vrednovanja metode proračuna. Što se tiče maksimalne iskoristivosti, podudaranje rezultata je zadovoljavajuće. Pri manjim koracima napredovanja (manjim brzinama), javlja se osjetno odstupanje rezultata proračuna i ispitivanja (oko 40 % za $J = 0.1$).

U takvim uvjetima opstrujavanje aeroprofila, blago rečeno, nije idealno. Napadni kutevi po cijelom rasponu nisu manji od 9° a rastu do 16° pri korijenu. Opterećenje potiskom je povećano (kao i snagom), izrazi za izračun inducirane brzine, tj. njenog kuta nisu više toliko precizni pa dolazi do odstupanja. Nadalje, za veike napadne kuteve točnost polara je smanjena.

Za slučaj optimalnog koraka napredovanja, gdje je iskoristivost najveća, vrijednosti napadnih kuteva na najvećem dijelu lopatice se kreću između -3° i $+2^\circ$ što je područje minimalnog otpora, pa opterećenje snagom pada u tim djelovima ali i opterećenje potiskom, što rezultira većom točnošću same metode proračuna i podataka polara.

U zoni od $0.2 R$ do $0.4 R$ napadni kutevi se mijenjaju od -10° do -3° . Prema rezultatima raspodjele gradijenta potiska to je prijelazna zona lopatice gdje se javlja negativni potisak.

Metoda proračuna se pokazala dobrom za proračun maksimalnih iskoristivosti, pri uvjetima leta u kojima će zrakoplov letjeti najveći dio vremena te će se koristiti za proračun nove elise.

1.3.5. Analiza buke

Jedan od važnih osobina svake elise jest buka koju stvara. Promjer elise zajedno sa brojem okretaja su najvažniji faktori koji utječu na razinu buke koju će elisa stvarati u radu.

Buka kod elisa se dijeli na dvije vrste ovisno o izvoru: rotacijska i vrtložna. Rotacijsku buku uzrokuje oscilatorno polje tlaka u blizini diska elise i posljedica je stvaranja potiska. Pri visokim brzinama vrtnje, buka usljed debljine lopatice, također može biti značajna. Rotacijska buka je najvećeg inteziteta u ravnini diska i raste sa snagom koju elisa apsorbira, promjerom elise. Obrnuto je proporcionalna broju lopatica.

Vrtložna buka je niže frekvencije od rotacijske i posljedica je oscilacija tlaka koju uzrokuje odvajanje vrtloga sa vrha lopatice. Odvajanje vrtloga je funkcija brzine strujanja. Rotirajuća lopatica ima različitu brzinu strujanja po rasponu pa je širi raspon frekvencija ove vrste buke. Nivo buke je proporcionalan sa šestom potencijom brzine strujanja, što znači da će frekvencije koje se javljaju pri vrhu lopatice imati najveći udio u intezitetu buke. Da bi se smanjio intezitet vrtložne buke brzina vrha lopatice mora biti smanjena. Manjak u potisku se nadoknadi većom tetivom što smanjuje iskoristivost elise.

Za preliminarnu analizu koristi se postupak opisan u ref[1] koji će biti primjenjen u ovom radu. Sam postupak se temelji na empirijskim izrazima dobivenim iz rezultata ispitivanja provedenih od strane Hamilton Standard Division of Utd. Tehnologies Corp. Ovaj način analize se smatra dovoljno preciznim za preliminarne proračune buke. Postupak se sastoji u najvećoj mjeri od očitavanja raznih vrijednosti iz odgovarajućih dijagrama i uvrštavanja istih u jednostavne izraze. Dijagrami su dani u prilogu.

Buka na većoj udaljenosti (*Far – Field Noise*)

To je ona buka koja se čuje na udaljenostima većim od promjera elise mjereno od vrha lopatice.

Postupak određivanja buke elise DTM 7557

Ulazni podaci:

Promjer:	D	=1.905 m
Broj lopatica:	B	=2
Ulazna snaga:	SHP	=160 HP (118 kW)
Broj okretaja:	n	=2700 okr/min (45 okr/s)
Broj elisa:	NC	=1
Brzina leta:	V	=122 kts (maksimalna krstarenja, 63 m/s)

1. Izračunati Machov broj vrha lopatice usljed rotacije:

$$M_{rot} = \frac{\pi n D}{a} \quad (1.45)$$
$$M_{rot} = \frac{3.1416 \cdot 45 \cdot 1.905}{340} = 0.79$$

gdje je a brzina zvuka u m/s, a n broj okretaja elise u okr/s.

2. Prema ulaznoj snazi elise i gore izračunatom rotacijskom Machovom broju odrediti djelomičan doprinos buke FL1 iz dijagrama D1.

$$FL1=81.5 \text{ dB}$$

3. Iz dijagrama D2 prema broju lopatica i i promjeru elise odrediti djelomična doprinos intezitetu FL2.

$$FL2=11 \text{ dB}$$

4. Odrediti doprinos intezitetu FL3 koji uzima u obzir utjecaj sferičnog širenja zvuka kroz atmosferu. Dijagram D3.

$$FL3 = -7.5 \text{ dB (na 300 m udaljenosti)}$$

5. Očitati korekciju DI, za usmjerenost iz dijagrama D4. Kut azimuta od 0 stupnjeva se podudara sa osi elise.

$$DI = 1 \text{ dB (najgori slučaj , kut azimuta od } 116^\circ)$$

6. Sljedeće korekcije, BC uzimaju u obzir broj elisa. Pa je tako :

$$\text{za 1 elisu: NC} = 0 \text{ dB}$$

$$\text{za 2 elise: NC} = 3 \text{ dB}$$

$$\text{za 4 elise: NC} = 6 \text{ dB}$$

Za ostale slučajeve potrebno je interpolirati ili extrapolirati.

$$NC = 0 \text{ dB}$$

7. Sveukupni nivo zvuka, OSPL, se procjenjuje prema:

$$\begin{aligned} OSPL &= FL1 + FL2 + FL3 + DI + NC \\ &= 81.5 + 11 - 7.5 + 1 + 0 = 86 \text{ dB} \end{aligned} \quad (1.46)$$

8. Zamjetni nivo buke, PNL se računa prema:

$$PNL = OSPL + \Delta PNL \text{ u dB} \quad (1.47)$$

ΔPNL se može odrediti iz dijagrama D5 do D8.

Ukupni Machov broj se može odrediti prema:

$$\begin{aligned} M_{tip} &= M_\infty \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{J}\right)^2} \\ M_{tip} &= \frac{V}{a} \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{J}\right)^2} = \frac{63}{340} \sqrt{1 + \left(\frac{3.1416}{0.735}\right)^2} = 0.81 \end{aligned} \quad (1.47)$$

$\Delta PNL = 2.4 \text{ dB}$, iz D5 dijagrama (2 lopatice), pa je tada:

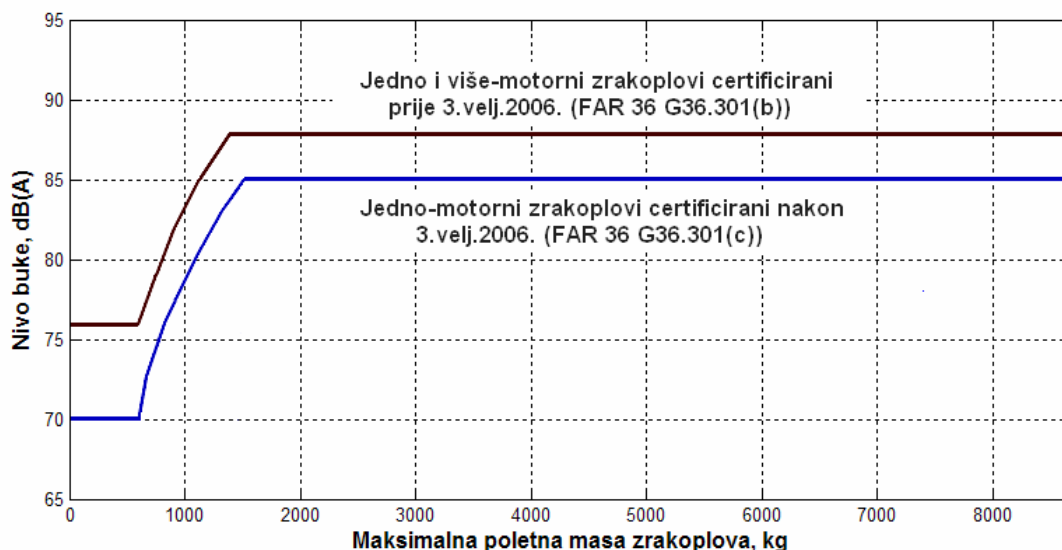
$$PNL = 86 + 2.6 = 88.6 \text{ dB}$$

9. Izračunati odmjeren nivo zvuka prema:

$$dB(A) = PNL - 14$$

$$= 88.6 - 14 = 74.6 \text{ dB} \quad (1.48)$$

Rezultat usporediti sa FAR 36 zahtjevom prikazanim na slici(Slika 8).



Slika 8 Dopuštene granice emisije buke prema FAR 36

Zaključak

Za zrakoplov Cessna 172 P maksimalne poletne mase od 1088 kg (2400 lb) dopuštena granica buke iznosi 84,5 dB obzirom da je zrakoplov certificiran prije 3.velj.2006 godine. Čak i da je zrakoplov certificiran nakon tog razdoblja i dalje bi mogao letjeti s ovim tipom elise jer bi granica tada iznosila 80 dB. Dakako ovo je samo preliminarni proračun koji služi samo za okvirnu ocjenu emisije buke. Točnije vrijednosti se dobivaju iz mjerenja na terenu koji tada mogu poslužiti kao osnova za certificiranje takve elise prema FAR propisima. Postupak mjerenja i korekcija je opisan u FAR 36 svesku FAA propisa.

1.4. Analiza rezultata i odabir novih značajki elise

Već je zaključeno da je metoda proračuna iskoristivosti zadovoljavajuća za proračun maksimalnih iskoristivosti i koristit će se za proračun nove elise. Dimenzioniranje nove elise će uključiti izmjenu gotovo svih geometrijskih značajki i zato je važno proučiti utjecaj izmjena istih na ponašanje ili performanse elise. U sjedećim raspravama će se pobliže objasniti utjecaj pojedinih geometrijskih značajki na performanse elise.

1.4.1. Promjer elise, broj lopatica i funkcija tetive

Promjer

Povećanje promjera povećava iskoristivost elise jer se smanjuje opterećenje diska. To znači da će za isti potisak elisa ubrzavati veću količinu zraka uz manji gradijent tlaka, a to povoljno djeluje na iskoristivost (što su manji gradijenti u procesu, to je proces bliži idealnom). Povećanje promjera ima negativan utjecaj na stvaranje buke. Kao što se vidi iz slike (Slika 8), trenutni trend jest smanjenje emisije buke. S manjim promjerom elise, postižu se manji Machovi brojevi na vrhovima lopatica i manja je emisija buke.

S manjim promjerom elisa će stvarati manji potisak ukoliko se to ne nadoknadi boljim aeroprofilom ili duljom tetivom. Također, povećava se i faktor opterećenja lopatice. Manji promjer elise smanjuje potrebnu visinu podvozja. Elisa će biti manje podložna oštećenjima od kamenčića na poletno/sletnim stazama. Manji promjeri elise rezultira i manjom masom sustava, pod uvjetom da broj lopatica ostane isti.

Jedan od kriterija za odabir elise jest ukupni Machov broj vrha lopatice M_{tip} . Za Cessnu 172 P pri 63 m/s (120 kts) i 2700 okr/min Machov broj vrha lopatice iznosi $M_{tip}=0.81$. Preporučena granica iznosi 0.72 prema ref[1] zbog buke. Gubici usljed udarnih valova nisu zamjetni čak ni kada M_{tip} dosegne vrijednost 1 zato što sam vrh lopatice ne doprinosi u velikoj mjeri stvaranju potiska. Kako se granica dopuštene emisije buke s vremenom snižava, tako će i nova elisa imati manji promjer upravo zbog tog razloga. Ako odredimo da je promjer nove elise $D = 1.75$ m, Machov broj na vrhu lopatice pri istim uvjetima leta navedenim ranije iznosi $M_{tip} = 0.75$ što je prihvatljiv kompromis između prestrogog zahtjeva prema ref[1] i referentne DTM elise.

Broj lopatica

Veći broj lopatica smanjuje takozvano opterećenje lopatice snagom (Blade Power Loading). Faktor opterećenja lopatice snagom je dan izrazom:

$$P_{bl} = \frac{4P}{\pi BD^2} \quad (1.51)$$

Napomena: izraz vrijedi samo za anglo-saksonske jedinice pa je tako snaga uvrštavana u američkim konjskim snagama (HP) a promjer u stopama (1 ft = 0.3048 m)

Tipične vrijednosti ovog faktora za male zrakoplove (samogradnja i i certificirani prema FAR 23) se kreću između 1 i 3.9 prema tablici 7.2 iz ref[1].

Za CESSNU 172 P sa DTM 7557 elisom ovaj faktor iznosi:

$$P_{bl} = \frac{4P}{\pi BD^2} = \frac{4 \cdot 160}{\pi \cdot 2 \cdot 6.25^2} = 2.61$$

Faktor opterećenja lopatice za novu elisu promjera $D = 1.75$ m (5.74 ft) iznosi:

$$P_{bl} = \frac{4P}{\pi BD^2} = \frac{4 \cdot 160}{\pi \cdot 2 \cdot 5.74^2} = 3.09$$

Novo opterećenje lopatice je za otprilike 18% više od referentnog, ali i dalje je unutar granica za tu klasu zrakoplova.

Povećavanje broja lopatica povlači za sobom nekoliko posljedica. Masa i kompleksnost sustava za prihvatanje i zakret lopatica se povećava. Promjer lopatica je potrebno prilagoditi (smanjiti) obzirom na snagu motora. U pravilu, za okretanje elise sa 3 lopatice potrebno je 50% više snage u odnosu na elisu s 2 lopatice istog promjera. Promjer elise bi trebalo smanjiti, što opet dovodi do povećanja opterećenja diska i smanjenje iskoristivosti ali se istodobno smanjuje faktor opterećenja lopatice što ima pozitivan utjecaj na iskoristivost. U pravilu se veći broj lopatica ugrađuje na elise pogonjene snažnijim motorima, radi smanjenja opterećenja lopatica. Zbog svega navedenog zadržat će se postojeći broj lopatica u novoj elisi.

Tetiva

Promjena duljine tetive po rasponu ima utjecaj na količinu potiska koju stvara elisa i na snagu potrebnu za okretanje iste. Elise sa duljim tetivama apsorbiraju više snage ali stvaraju više potiska. Pri tome iskoristivost elise je manja nego u slučaju vitkije lopatice manjih tetiva. Jedan parametar koji povezuje duljinu tetive, tj njenu funkciju, promjer elise i apsorbiranu snagu je faktor djelovanja lopatice (Blade Activity Factor ili BAF) i dan je izrazom:

$$BAF = \frac{10^5}{16} \int_{0.15}^1 \left(\frac{c}{D} \right) x^3 dx \quad (1.52)$$

Sa snagom ga se dovodi u vezu preko izraza:

$$P \approx 4B\rho\pi^3 n^3 \bar{c}_d \left(\frac{D}{10} \right)^5 BAF \quad (1.53)$$

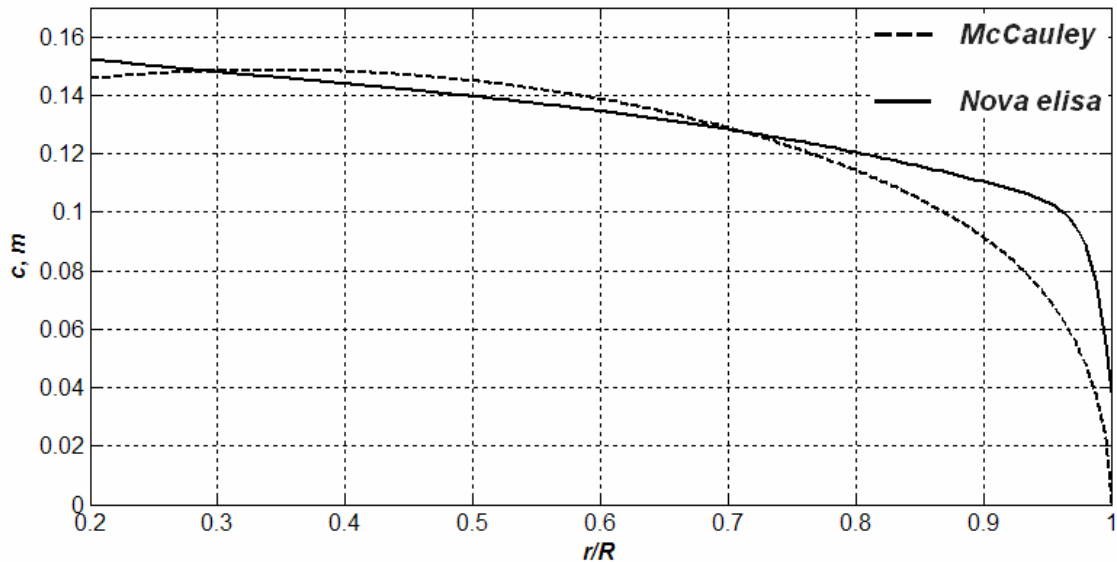
gdje je \bar{c}_d prosječna vrijednost koeficijenta otpora.

Tipične vrijednosti za BAF se kreću između 70 i 200. Za DTM 7557 elisu faktor djelovanja lopatice iznosi $BAF = 83$.

Eksperimenti su pokazali da elise promjenjiva koraka sa lopaticama šireg korijena i većeg suženja postižu bolju iskoristivost za korake manje od onih gdje se ostvaruje maksimalna iskoristivost (J manje od 0.6 ovom slučaju). Međutim ti su rezultati dobiveni za C_P veći od 0.1. Za C_P osjetno manji od 0.1 elise ravnih lopatica su imale neznatno višu iskoristivost za sve vrijednosti koraka napredovanja.

Za istu raspoloživu snagu, veći BAF traži manju prosječnu vrijednost koeficijenta otpora \bar{c}_d što se može osigurati novim aeroprofilom.

Novoodabrana funkcija tetive je prikazana na slici zajedno sa starom funkcijom tetive.



Slika 9 Funkcije tetive referentne i nove elise

Promjena tetive po rasponu dana je funkcijom:

$$c(x) = -0.06x^{80} - 0.0777x^3 + 0.0803x^2 - 0.0680x + 0.1632 \quad (1.54)$$

Član sa najvećom potencijom je dodan kako bi se na kraju lopatice dobilo zaobljenje.

Faktor djelovanja ovako definirane lopatice iznosi $BAF = 103$. To znači da elisa absorbira više snage. Da bi se nadoknadio manjak snage potrebno je smanjiti otpor aeroprofila.

Aeroprofil

Aeroprofil koji je korišten kod elise DTM 7557 je stari aeroprofil serije RAF6. Iz polara koje su dane u prilogu mogu se vidjeti njegove karakteristike. Novi aeroprofil će biti iz serije ONERA. Ta serija je razvijana posebno za propelere. Sudeći po dobivenim polarama radi se o laminarnim aeroprofilima zbog karakteristične kade otpora koja se može primjetiti na polari. To znači na zadržava nizak otpor na širem rasponu napadnih kuteva što odgovara ovoj primjeni.

Kut uvijanja

Kut uvijanja je značajka elise koja određuje njenu namjenu. Ovisno o njoj elisa će imati najbolju iskoristivost tokom krstarenja ili tokom penjanja. Također može biti takva koja će biti kompromis tih dviju krajnosti. Sve to se podrazumijeva za elise fiksnog koraka. Brzina opstrujavana lopatice vektor je čiji kut ϕ u odnosu na ravninu rotacije ovisi o vrijednosti progresivne brzine i obodne brzine. Ako su progresivna brzina (brzina leta) i kutna brzina okretanja lopatice konstantne, tada se taj kut (kut zavojnice) mijenja po zakonu funkcije tangensa tj:

$$\phi = \arctan\left(\frac{V}{2\pi n r}\right);$$

uz uvjet zanemarivanja kuta inducirane brzine.

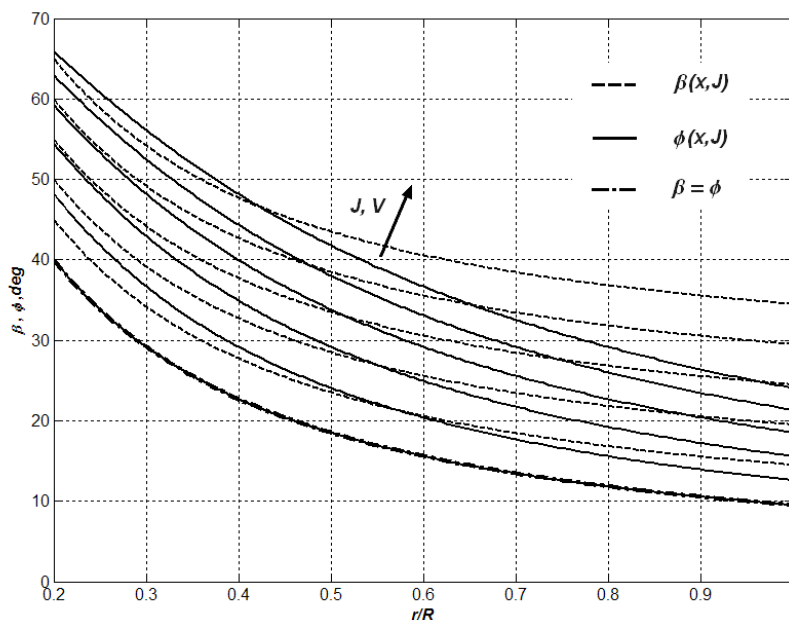
Ako bi kut uvijanja lopatice β slijedio tu funkciju, pri određenoj brzini V , lopatica bi po cijelom rasponu imala napadni kut $\alpha = 0$. Zbog konačnog raspona lopatice i pojave inducirane brzine i vrtloga vezanih uz istu to gotovo nikada nije slučaj. Ali pri određenim uvjetima leta može se postići vrlo dobro opstrujavanje po cijeloj lopatici. Ti uvjeti leta su oni u kojima elisa postiže visoke performanse tj najbolju iskoristivost. Ako želimo naprimjer postići napadni kut α od 1° duž raspona, jednadžba kuta I bi glasila:

$$\beta(x) = 1 + \arctan\left(\frac{V}{2\pi nRx}\right)$$

jer je napadni kut jednak razlici kuta uvijanja i kuta rezultatne brzine.

Uz ovaj izraz bi trebalo dodati još i kut inducirane brzine θ ali on ovisi o napadnom kutu tj uzgonu i za ovu raspravu nije nužan.

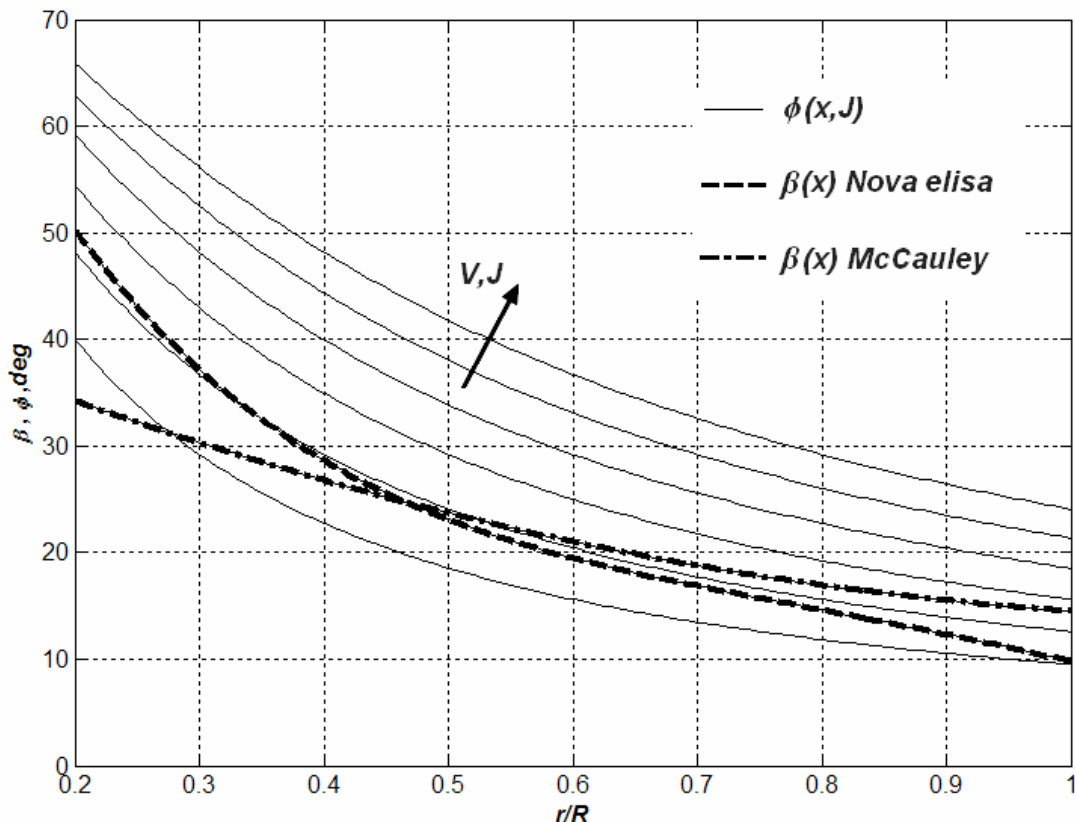
Promjenom brzine leta V ili koraka J postavlja se novi zahtjev na funkciju kuta uvijanja lopatice. Lopatice su krute i ne mogu pratiti taj zatjev. Koliko je poznato autoru još uvijek ne postoje lopatice koje mogu mijenjati relativni kut uvijanja po rasponu. Problemu se doskočilo uvođenjem mehanizma za zakret lopatice. Na ovaj način se postojeća lopatica cijela rotira prateći promjenu brzine V . Kako ćemo pokazati i ovaj mehanizam ima ograničenja. Ako brzina leta raste, raste i kut zavojnice ϕ . Lopatica mora sve više povećavati svoj kut uvijanja kako bi se bolje prilagodila strujanju. Jedini problem jest što se promjena kuta uvijanja odvija superpozicijom za kut zakreta lopatice $\Delta\beta$, dok se promjena kuta zavojnice odvija po zakonu tangensa kuta. Na slici se vidi upravo takav primjer. Linije koje označavaju promjenu kuta uvijanja lopatice ($\beta(x, J)$) ne prate linije kuta zavojnice ($\phi(x, J)$). U slučaju kada se brzine opstrujavanja poklapaju (za brzinu $V = 45$ m/s), funkcije kuta uvijanja i kuta zavojnice su jednake jer je $\Delta\beta$ u tom slučaju jednak nuli. Kako brzina leta raste linije se sve više razilaze i to najprije na vanjskim dijelovima lopatice. To je razlog zbog kojeg elise sa promjenjivim korakom imaju lopatice sa širim korijenom i izraženijim sužavanjem lopatice jer će pri većim brzinama leta korijen lopatice biti u boljim uvjetima opstrujavanja.



Slika 10 Ilustracija promjene kuta uvijanja i kuta zavojnice

Na slici je prikazana promjena kuta uvijanja DTM elise. Elisa je fiksnog koraka. Na istoj slici se vide i kutevi zavojnice i može se odrediti za koji korak elisa ima povoljne uvjete optjecanja lopatice. Na temelju tih linija povući ćemo funkciju uvijanja nove lopatice imajući na umu da će biti ugrađen mehanizam zakreta lopatica. Funkcija uvijanja nove lopatice:

$$\beta(x) = 103x^4 - 375.88x^3 + 503.55x^2 - 317.22x + 96.38 \quad (1.55)$$



Slika 11 Usporedba kuta uvijanja referentne elise, nove elise i kuta zavojnice

Iz slike se vidi da je nova funkcija uvijanja kompromis između stare elise i zahtjeva za prećenjem uvjeta strujanja pri većim koracima napredovanja. Očekuje se da će ova elisa imati bolje opstrujavanje kod zakretanja lopatice prema višim kutevima uvijanja, tj kod praćenja uvjeta strujanja pomoću mehanizma zakreta.

1.4.2. Konačne značajke nove elise

Prethodnom sekcijom utvrđene su geometrijske značajke nove elise:

Promjer: $D = 1.75 \text{ m}$
 Broj lopatica: $B = 2$
 Aeroprofil: ONERA, polare u prilogu

Tablica relativnih debljina po rasponu lopatice:

x	0.2	0.3	0.465	0.555	0.7	0.9
t_{rel}	0.25	0.185	0.12	0.1	0.085	0.08

Funkcije kuta uvijanja, tetive i debljine po rasponu:

$$\beta(x) = 103x^4 - 375.88x^3 + 503.55x^2 - 317.22x + 96.38 \quad (1.56)$$

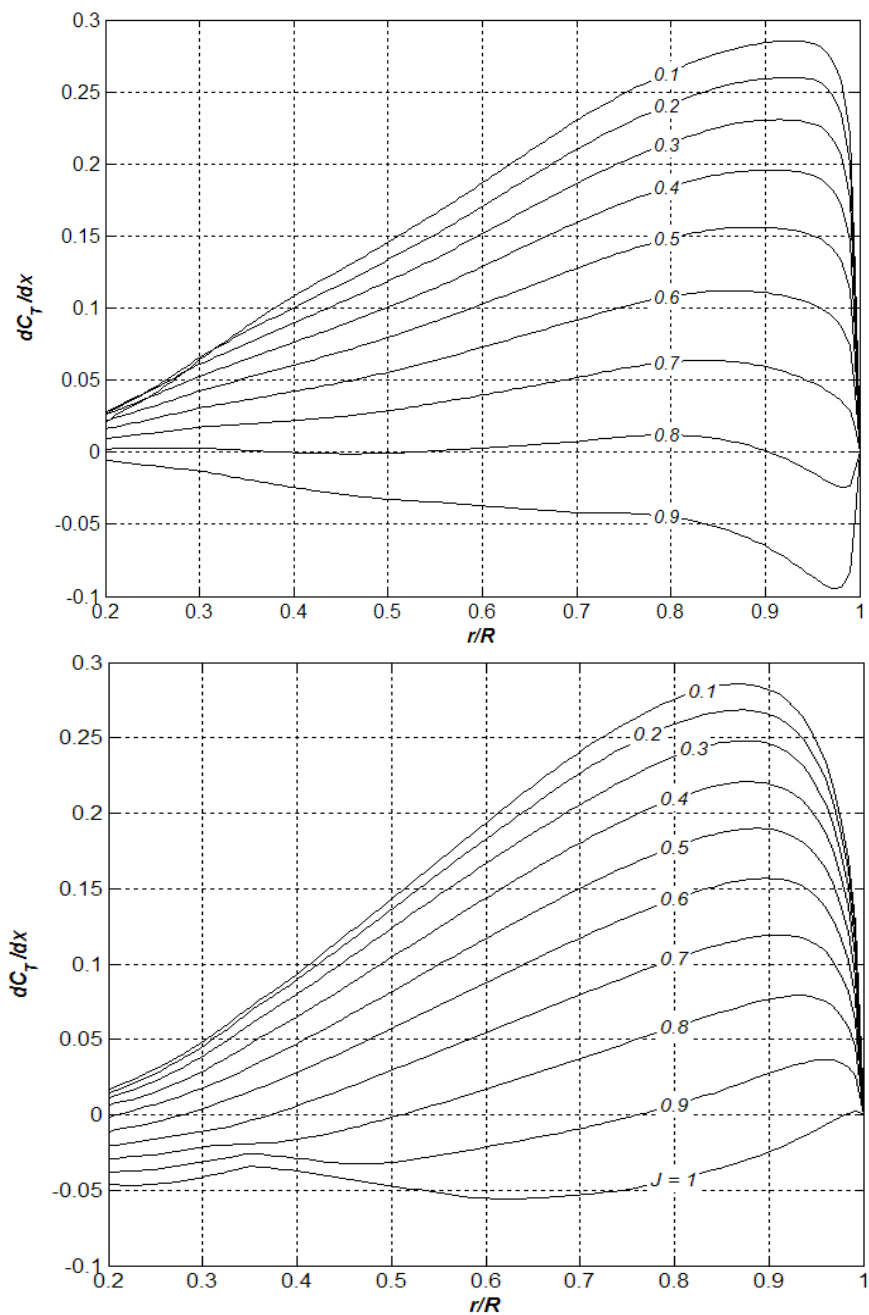
$$c(x) = -0.06x^8 - 0.0777x^3 + 0.0803x^2 - 0.0680x + 0.1632 \quad (1.57)$$

$$t(x) = -0.0835x^4 + 0.0801x^3 + 0.1076x^2 - 0.1640x + 0.0657 \quad (1.58)$$

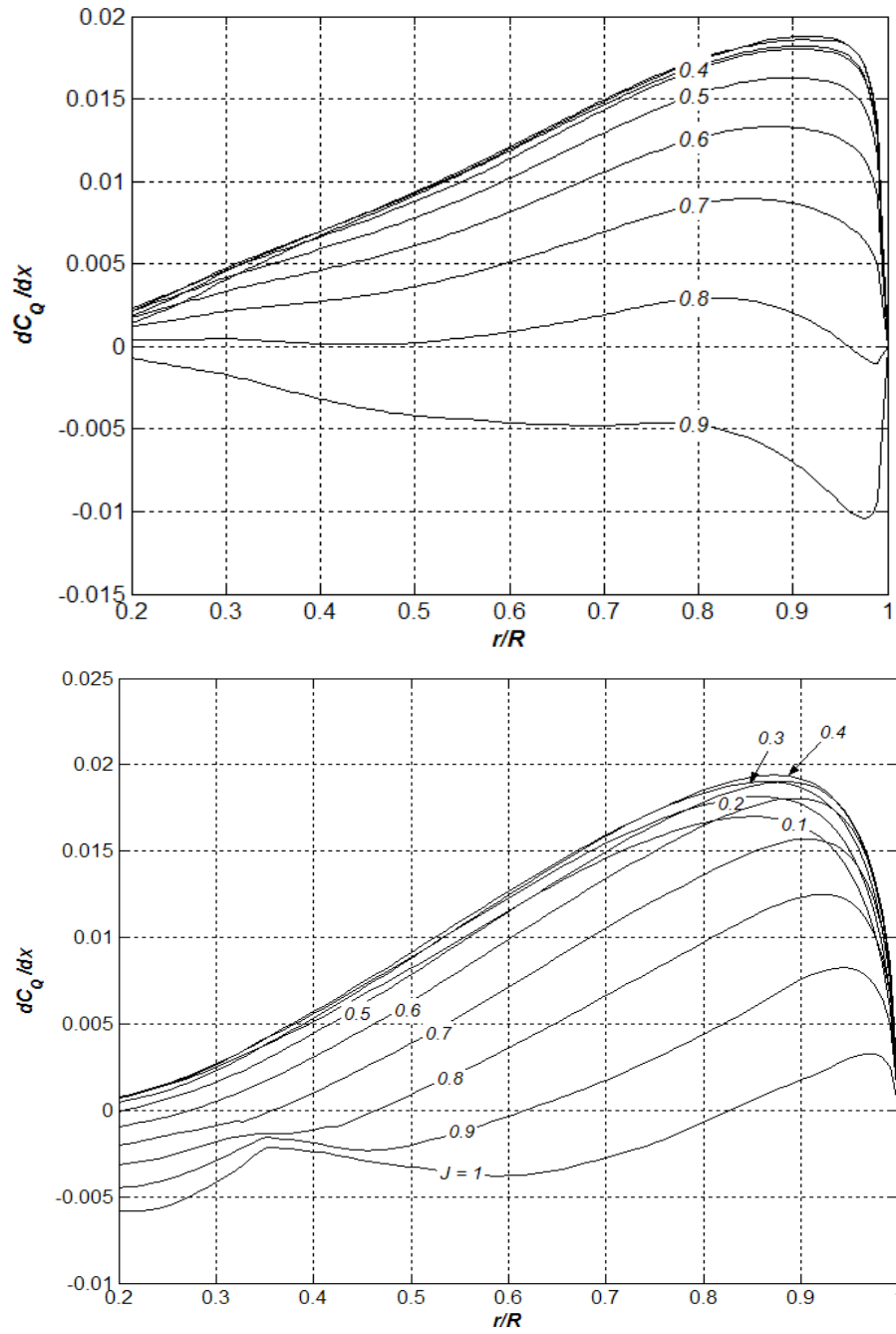
1.4.3. Rezultati proračuna nove elise i komentar rezultata

Proračun elise se izvodi prema ranije opisanom postupku. Prvo će biti prikazani rezultati proračuna za fiksne lopatice.

Gradijenti potiska i okretnog momenta

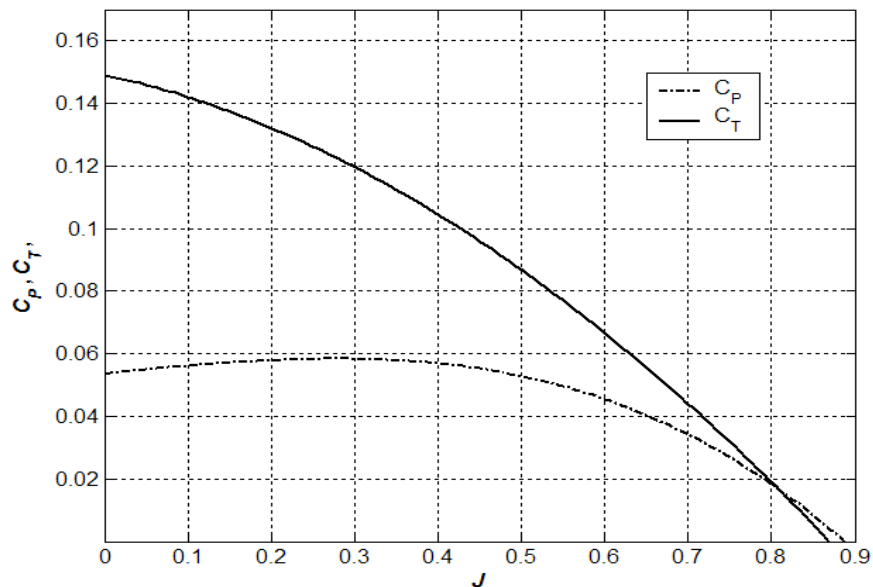


Slika 12 Gradijenti potiska nove elise (iznad) i referentne (ispod) za različite korake napredovanja J

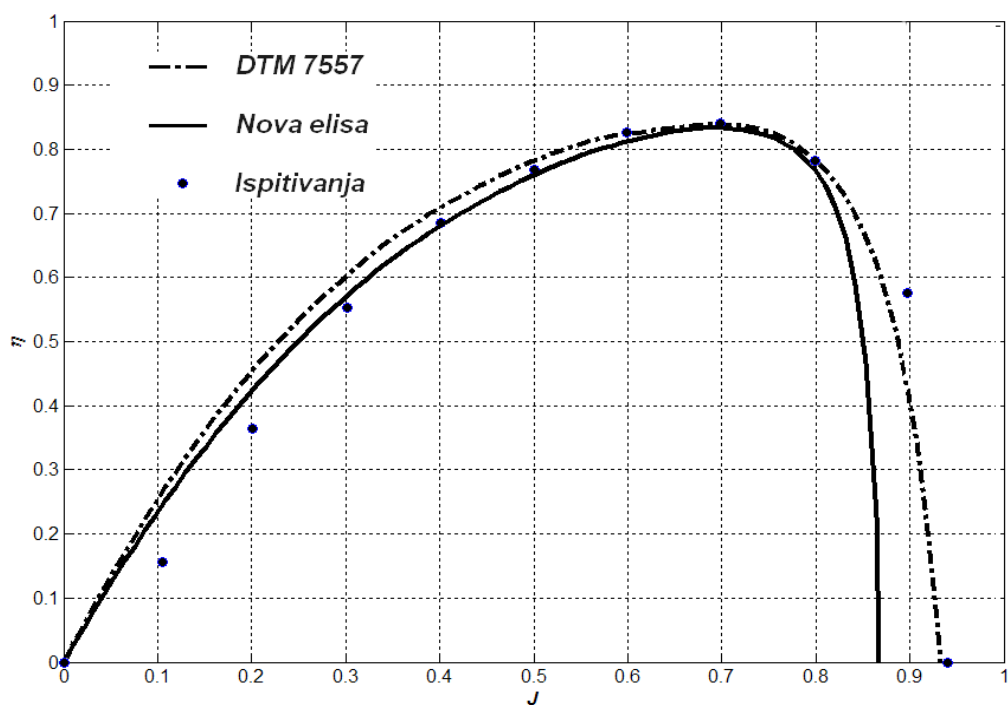


Slika 13 Gradijenti okretnog momenta nove elise (iznad) i referentne (ispod) za različite korake J

Koeficijenti potiska i snage i iskoristivost nove elise



Slika 14 Koeficijenti potiska i snage nove elise



Slika 15 Usporedba rezultata analize nove i referentne elise

Komentar rezultata

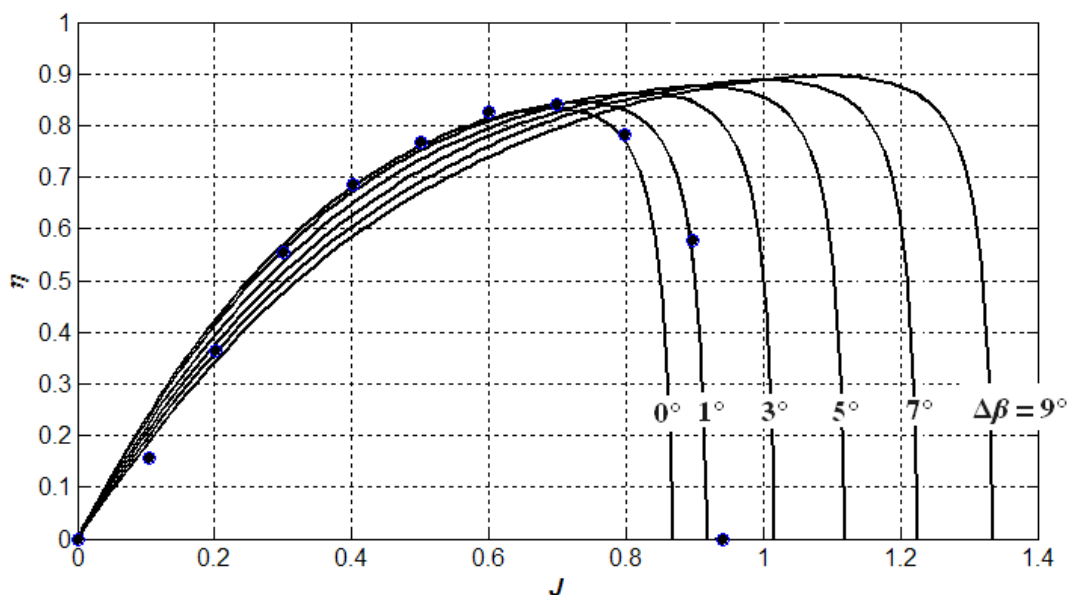
Maksimalna iskoristivost nove elise je skoro na razini stare elise. Primjećuje se znatan pad iskoristivosti i potiska pri koracima napredovanja većim od 0.8. Unatoč manjem promjeru maksimalna iskoristivost elise i potisak su zadržani unutar prihvatljivih granica. Iz dijagrama koeficijentata snage i potiska može se vidjeti da elisa daje manje potiska za korake veće od 0.7.

Uzrok tome jest raspored kuta uvijanja po rasponu. To se zaključje iz dijagrama gradijenata potiska po rasponu gdje se može vidjeti da je lopatica pri višim vrijednostima koraka u nepovoljnim uvjetima opstrujavanja, pogotovo pri vrhu. Tu je kut uvijanja smanjen i dovodi tu zonu lopatice u područje opstrujavanja izrazito negativnim napadnim kutom. Taj nedostatak će se ispraviti zakretanjem lopatice pri tim uvjetima leta pomoću mehanizma za zakret lopatica.

1.4.4. Zakretanje lopatice

Cilj mehanizma jest održavanje povoljnog uvjeta opstrujavanja lopatice pri širem rasponu brzina, tj koraka napredovanja. Mehanizam se često povezuje sa regulatorom brzine vrtnje elise kako bi se održao broj okretaja unutar raspona prikladnog za režim leta (naprimjer krstarenje). U tom slučaju se opterećenje snagom elise drži na konstantnoj razini. Brzina leta se tada regulira ručicom potiska i mješavine. Mehanizam ima tu prednost što osigurava visoku iskoristivost propulzivnog sustava i rasterećuje pilota od dodatnih radnji vezanih za ručno namještanje koraka.

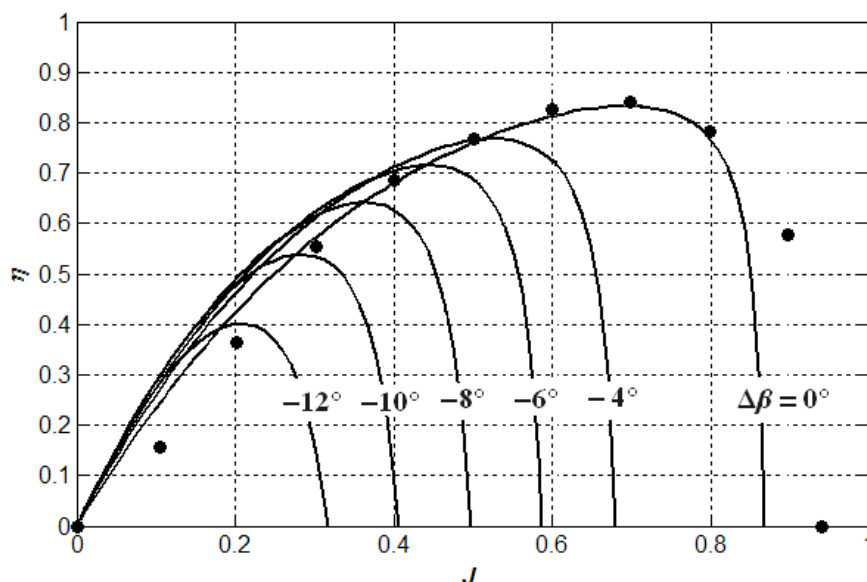
U analizi će se simulirati skokovita promjena kuta zakreta lopatice za neki kut $\Delta\beta$ kako bi se pokazao utjecaj na iskoristivost elise. Na slici se vidi takav slučaj prilikom pozitivnog zakretanja lopatice za kut $\Delta\beta$.



Slika 16 Iskoristivost nove elise sa pozitivnim zakretom lopatice

Kut zakreta se mijenjao od 0° do 9° . Odmah se uočava porast maksimalne iskoristivosti elise i "rastezanje" cijele karakteristike u desno. Područje veće iskoristivosti elise se povećalo što omogućuje postizanje većih brzina zrakoplova ili većeg doleta, ovisno o odabranom broju okretaja elise.

Slika niže (Slika 17) prikazuje analizu sa negativnim zakretom lopatice. Također su dani (kao i na slici prije) rezultati ispitivanja referentne elise, radi usporedbe. Tu se vidi da nema osjetnih razlika u iskoristivosti ove i stare elise. Razlog tomu je opet funkcija kuta uvijanja koja je prilagođena većim koracima napredovanja.



Slika 17 Iskoristivost nove elise sa negativnim zakretom lopatice

1.4.5. Analiza buke nove elise

Proračun buke će se izvesti prema već korištenom postupku primjenjenom na referentnu elisu. Što se tiče proračuna buke odnosu na referentnu elisu promijenjen je samo promjer.

Ulazni podaci za novu elisu:

Promjer:	D	= 1.75 m
Broj lopatica:	B	= 2
Ulazna snaga:	SHP	= 160 HP (119 kW)
Broj okretaja:	n	= 2700 okr/min (45 okr/s)
Broj elisa:	NC	= 1
Brzina leta:	V	= 63 m/s (maksimalna krstarenja, 122 kts.)

Postupak:

1. Izračunati Machov broj vrha lopatice usljed rotacije:

$$M_{rot} = \frac{\pi n D}{a} \tag{1.45}$$

$$M_{rot} = \frac{3.1416 \cdot 45 \cdot 1.75}{340} = 0.73$$

gdje je a brzina zvuka u m/s, a n broj okretaja elise u okr/s.

2. Prema ulaznoj snazi elise i gore izračunatom rotacijskom Machovom broju odrediti djelomičan doprinos buke FL1 iz dijagrama D1.

$$FL1 = 79 \text{ dB}$$

3. Iz dijagrama D2 prema broju lopatica i promjeru elise odrediti djelomična doprinos intezitetu FL2.

$$FL2=11.5 \text{ dB}$$

4. Odrediti doprinos intezitetu FL3 koji uzima u obzir utjecaj sferičnog širenja zvuka kroz atmosferu. Dijagram D3.

$$FL3 = -7.5 \text{ dB (na 300 m udaljenosti)}$$

5. Očitati korekciju DI, za usmjerenost iz dijagrama D4. Kut azimuta od 0 stupnjeva se podudara sa osi elise.

$$DI = 1 \text{ dB (najgori slučaj , kut azimuta od } 116^\circ)$$

6. Sljedeće korekcije, BC uzimaju u obzir broj elisa. Pa je tako :

$$\text{za 1 elisu: } NC = 0 \text{ dB}$$

7. Sveukupni nivo zvuka, OSPL, se procjenjuje prema:

$$\begin{aligned} OSPL &= FL1 + FL2 + FL3 + DI + NC \\ &= 79 + 11.5 - 7.5 + 1 + 0 = 84 \text{ dB} \end{aligned} \quad (1.46)$$

8. Zamjetna buka, PNL se računa prema:

$$PNL = OSPL + \Delta PNL \text{ u dB} \quad (1.47)$$

ΔPNL se može odrediti iz dijagrama D5 do D8.

Ukupni Machov broj se može odrediti prema:

$$\begin{aligned} M_{tip} &= M_\infty \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{J}\right)^2} \\ M_{tip} &= \frac{V}{a} \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{J}\right)^2} = \frac{63}{340} \sqrt{1 + \left(\frac{3.1416}{0.8}\right)^2} = 0.75 \end{aligned} \quad (1.47)$$

$\Delta PNL = 2 \text{ dB}$, iz D5 dijagrama (2 lopatice), pa je tada:

$$PNL = 84 + 2 = 86 \text{ dB}$$

9. Izračunati odmjerjen nivo zvuka prema:

$$\begin{aligned} dB(A) &= PNL - 14 \\ &= 86 - 14 = 72 \text{ dB} \end{aligned} \quad (1.48)$$

Intezitet buke (proračunski) se smanjio za 2.6 dB u odnosu na referentnu elisu. To je posljedica smanjenja promjera elise.

2. Mehanizam zakreta lopatice

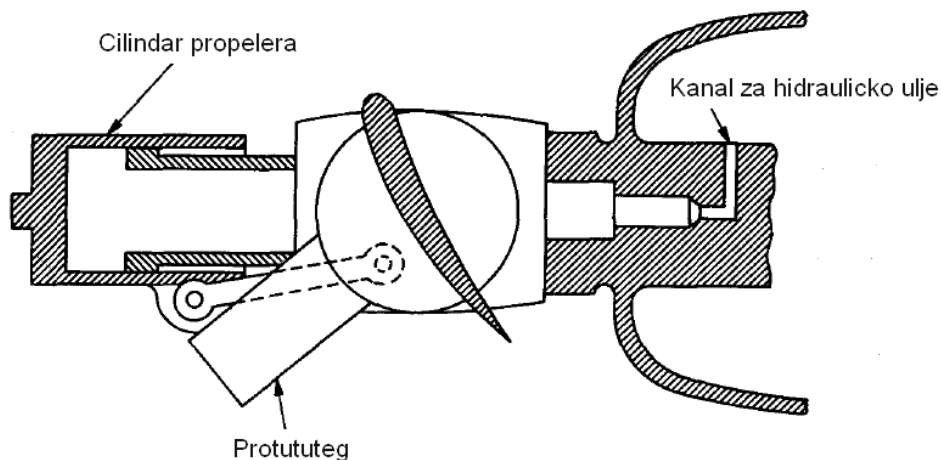
2.1. Uvod

U ovom poglavlju razraditi će se primjena mehanizma za zakret lopatica na novu elisu. U uvodnom djelu će se razmotriti postojeći sustavi zakreta, a kasnije će se na temelju te rasprave odabrati najpogodniji mehanizam za ovu primjenu. Nakon toga pristupit će se razradi konstrukcije sklopa elise sa mehanizmom zakretanja lopatice

2.2. Izvedbe mehanizama

Rani sustavi zakreta su koristili snagu motora za zakret lopatica. Snaga se putem kompliciranog sustava prijenosa odvodila sa pogonskog vratila na pužne prijenosnike uparene sa lopaticama. Hidraulički sustav je služio za regulaciju i puštanje u pogon sustava zakreta. Takvi sustavi su se pokazali nepouzdanim i opasnim jer se snaga oduzimala direktno od motora. Događalo se da bi se motor zrakoplova ugasio u letu zbog preopterećenja (promjena postavnog kuta u krivom trenutku, pri niskim brojevima okretaja).

Modernije izvedbe koriste snagu hidrauličkog sustava za pogon postavnog mehanizma. Za manje zrakoplove koriste se izvedbe sa jednoradnim cilindrom i protutegom (Slika 18). Sila koju stvara tlak hidrauličkog sustava u cilindru aksijalno pomiče klip. Pomak se pomoću spona i svornjaka na obodu korijena lopatice pretvara u zakret. Uloga protutuega je suprotstavljanje sili tlaka u cilindru. Ravnoteža između centrifugalne sile koju stvaraju protututezi i sile tlaka u cilindru je nužna za držanje željenog kuta lopatice. Također u slučaju otkaza hidrauličkog sustava, protututezima će se lopatica postaviti u jedan od 2 krajnja položaja, ovisno o načinu ugradnje. Ako je motor zrakoplova snažan (akrobatski zrakoplovi npr), protututezi su postavljeni tako da uslučaju pada tlaka u sustavu, lopatica zauzima položaj većeg koraka i na taj način optereti motor zrakoplova. Tako motor neće prekoračiti granični broj okretaja. Kod slabijih motora protutuezi su postavljeni tako da se motor rasterećuje (manji korak) i smanjuje opasnost od gašenja motora u letu.

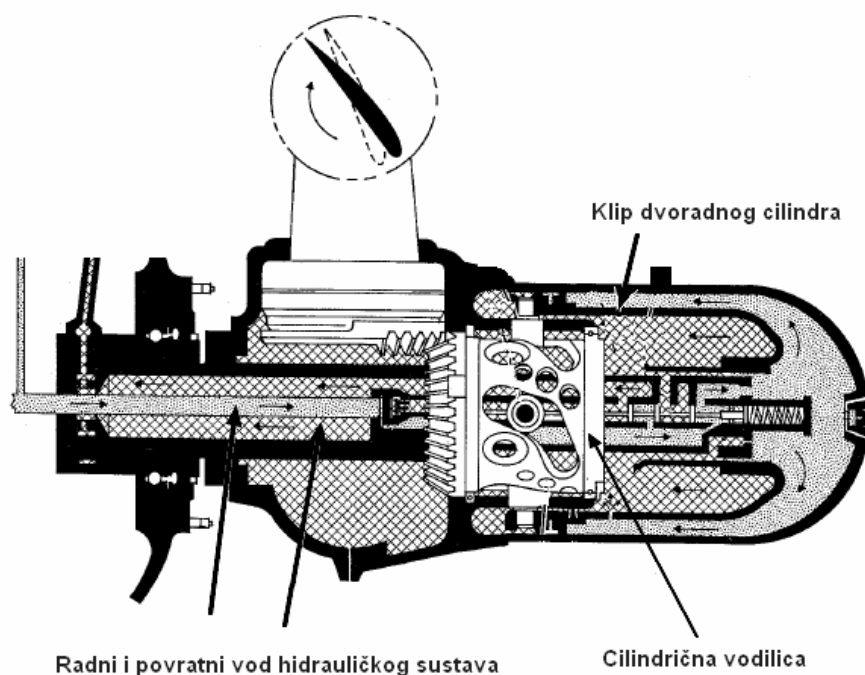


Slika 18 Zakretni mehanizam sa protutegom

Kod snažnijih motora sa većim brojem lopatica koristi se izvedba sa Hydromatic sustavom (Slika 19). Glavna razlika je u nepostojanju protutuega jer bi zbog većeg potrebnog okretnog momenta masa utega bila prevelika zbog manjeg broja okretaja elise. Sustav koristi dvoradni cilindar za držanje željenog kuta.

Kod svih sustava sa hidrauličkim pogonom protok ulja se regulira pomoću centrifugalnog regulatora koji je spojen na izlazno vratilo motora. Ovisno o izvedbi, regulator prilagođava protok ulja prema broju okretaja motora. Ako se broj okretaja poveća regulator djeluje tako da protokom ulja u cilindru poveća kut lopatice i dodatno optereti motor i tako smanji broj okretaja.

Glavni nedostatak sustava sa hidrauličkim zakretom jest nužnost postojanja hidrauličkog sustava u zrakoplovu. Kod manjih zrakoplova postojanje hidrauličkog sustava se ne može opravdati samo sustavom za zakret lopatice. Za manje zrakoplove postoji alternativa u obliku električnih sustava zakreta.



Slika 19 Hydromatic sustav

2.3. Električni sustav za zakret lopatice

Ovi sustavi koriste istosmjerni elektro-motor za pogon. Okretni moment elektromotora se pomoću vretena i matice pretvara u aksijalni pomak, i tada preko svornjaka na obodu lopatice u zakret. Vreteno je samokočno, te u slučaju otkaza sustava lopatice ostaju u zatečenom položaju. Željeni kut se regulira elektronički povratnom vezom, upravljačkim modulom unutar kabine zrakoplova.

Postoje izvedbe sa pužnim prijenosom, koje se koriste za zakret svake lopatice posebno (vjetrenjače), ali zbog složenosti nije primjenjiva u ovoj situaciji.

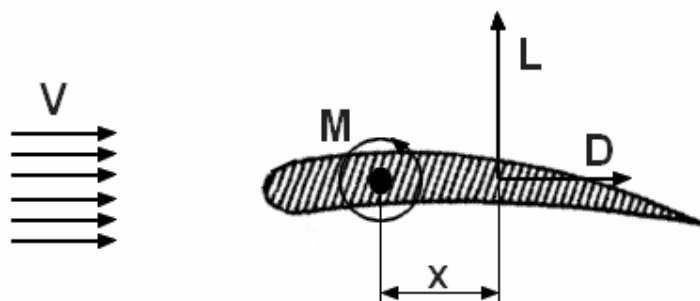
Nepostojanje potrebe za hidrauličkim sustavom i centrifugalnim regulatorom, električne sustave čini idealnim za ugradnju na male zrakoplove i zamjenu postojećih elisa fiksnog koraka. Ovi sustavi su kompaktni i lagani za ugradnju. Potrebno je zamijeniti postojeću elisu i ugraditi upravljački modul u kabinu zrakoplova.

Zbog svoje konstrukcijske jednostavnosti i jednostavnosti ugradnje ovi sustavi zakreta preuzimaju primat na području malih zrakoplova. Sustav koji će se razraditi temelji se na

postojećem rješenju njemačke tvrtke MT Propeller. Prema njihovim navodima, takav sustav je primjenjiv za motore do 350 HP.

2.3.1. Opterećenja i zahtjevi na sustav

Glavno opterećenje koje zakretni mehanizam mora savladati jest aerodinamičko. Centrifugalno uvijanje lopatke koje je posljedica rasporeda mase u odnosu na os rotacije kod manjih lopatica nije značajno. Aerodinamičko opterećenje je posljedica aerodinamičkog momenta oko osi zakretanja lopatice. Hvatište sila uzgona i otpora se nalazi iza osi rotacije ako se mjeri od napadnog brida lopatice (Slika 20)



Slika 20 Shematski prikaz djelovanja aerodinamičkog momenta (ucrtan negativno)

Aerodinamički moment se smatra pozitivnim ako djeluje tako da povećava napadni kut. Prikaz na slici je idealizirana situacija. U stvarnosti, hvatište aerodinamičkih sila bitno ovisi o napadnom kutu te se teoretski može nalaziti u beskonačnosti (pozitivnoj i negativnoj). U većini slučajeva se nalazi iza aerodinamičkog centra aeroprofila i tom slučaju rezultirajući moment je negativan (teži ka smanjenju napadnog kuta). Iznos aerodinamičkog momenta se može izračunati iz osnovne formule za aerodinamički moment krila prema ref [3]:

$$M = 2 \int_{y_{root}}^{b/2} qc^2 c_m dy \quad (2.1)$$

gdje su :

q – dinamički tlak na trenutnom presjeku

c - duljina tetive

c_m – koeficijent aerodinamičkog momenta aeroprofila za referentnu točku

Prilagodбом gornjeg izraza na situaciju za propeler dobije se sljedeća formula

$$M = B \int_{x_{root}}^1 qc^2 c_m dx \quad (2.2)$$

Ovako izračunati moment je samo procjena iznosa, a nikako točna vrijednost, zbog nekoliko razloga. Utjecaj induciranoг kuta na aerodinamičke koeficijente se manifestira i u slučaju aerodinamičkog momenta. Općenito inducirana brzina smanjuje efikasnost krila, pa će i aerodinamički moment biti manji.

Zbog međusobnog položaja osi rotacije i aerodinamičkog centra, vrijednost aerodinamičkog koeficijenta momenta c_m ne odgovara stvarnoj. Podaci u polarama za c_m se odnose na referentnu točku smještenu na 25% duljine tetive, na samoj tetivi (tj. $x_{ref} = 0.25$, $y_{ref} = 0$). Ako se os rotacije lopatice ne poklapa sa referentnom točkom, vrijednost c_m neće biti jednaka.

U ovom slučaju će stvarna vrijednost koeficijenta momenta biti manja jer se os rotacije nalazi iza referentne točke (manji krak).

U procjeni aerodinamičkog momenta utjecaj inducirane brzine je ostvaren preko korigiranog napadnog kuta (kao za koeficijente uzgona i otopora). Utjecaj odmaka osi rotacije i referentne točke nije uzet u obzir. Razlog tome jest potreba za novim izračunima polara za novu referentnu točku. Rezultat ove procjene će biti iznos aerodinamičkog momenta koji je veći od stvarnog, ali to će se smatrati dodatnim faktorm sigurnosti.

Za novu elisu integriranjem izraza (2.2) dobije se maksimalni aerodinamički moment u iznosu od

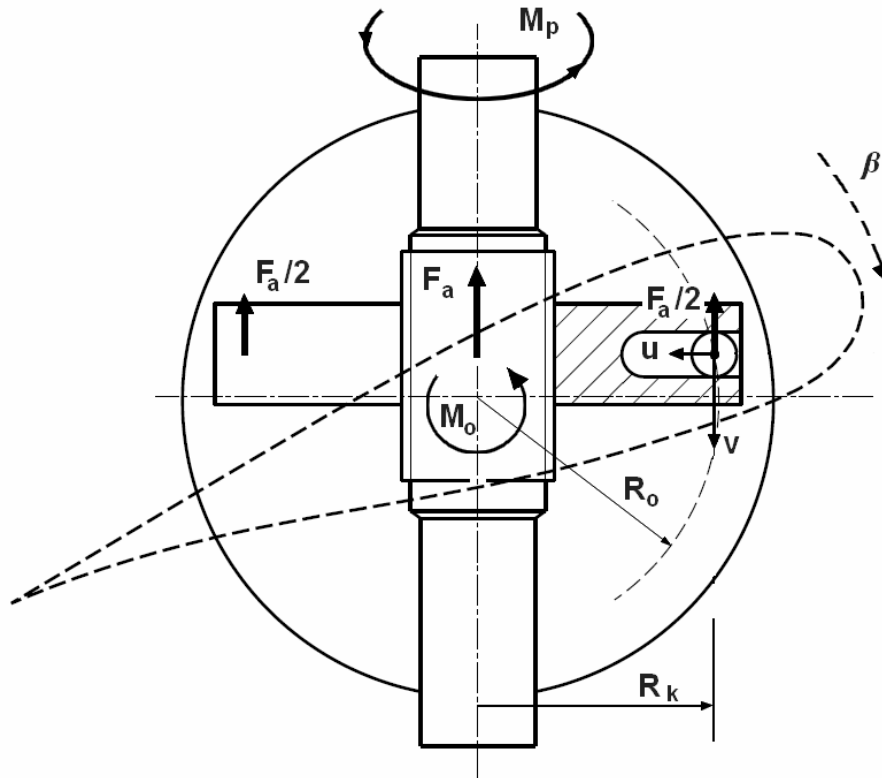
$$M_{\max} = - 50,255 \text{ Nm} \approx -50 \text{ Nm}$$

Opterećenje od centrifugalnog uvijanja, obzirom na položaj osi zakreta lopatice, djelovati će suprotno od aerodinamičkog momenta, ali neznatnim iznosom s obzirom na raspored masa. Udaljenost centra rotacije i težišta presjeka iznosi oko 8 % tetive. Općenito, centrifugalno opterećenje za manje snage je zanemarivo (manje od 100 HP po lopatici).

Sa procjenom opterećenja može se krenuti u proračun mehanizma za zakret.

2.3.2. Princip rada mehanizma za zakret

Već je spomenuto da se mehanizam temelji na postojećem rješenju mehanizma sa vretenom i maticom. Slika 21 prikazuje princip djelovanja sustava sa karakterističnim dimenzijama.



Slika 21 Princip djelovanja mehanizma

M_o je okretni moment opterećenja kojim lopatica djeluje oko osi zakreta. Navedeno je da ćemo njega smatrati jednakim aerodinamičkom momentu M_{max} . Za proračun je nebitan smjer djelovanja, samo intezitet. R_o je krak na kojem je montiran svornjak i ujedno predstavlja krak okretnog momenta opterećenja. F_a je ukupna aksijalna sila koja djeluje na vreteno. Horizontalni i vertikalni pomak svornjaka su označeni sa u i v , a zakret lopatice sa β . R_k je krak aksijalne sile svornjaka. Jednostavnosti radi, R_k je približno jednak R_o . M_p je pogonski moment vretena.

Princip rada mehanizma je jednostavan. Pogonski moment vretena pokreće vreteno. Matica pretvara zakret vretena u vertikalni pomak v . U matici je načinjen utor u kojemu klizi svornjak za neki horizontalni pomak u . Vertikalni pomaci matice i svornjaka se poklapaju. Vertikalni pomak se dalje pretvara u zakret lopatice β jer je svornjak pričvršćen na lopaticu na radijusu R_o od osi zakreta. Svornjak se opire gibanju aksijalnom silom $F_a/2$ koja je jednaka kvocijentu momenta opterećenja M_o i kraka R_o . Ukupna aksijalna sila koju vreteno mora savladati jednaka je F_a jer matica pokreće 2 svornjaka (2 lopatice).

Pomaci

Potrebno je osigurati zakret lopatice u oba smjera. Iz aerodinamske analize se može odrediti potreban raspon kuteva zakreta. Iz rezultata je vidljivo da nema smisla zakretati lopaticu za neki veliki kut, u negativnom i pozitivnom smjeru. Pa će se tako zadati potreban zakret od 11° u negativnom i pozitivnom smjeru. To znači da je potrebno osigurati 22° zakreta lopatice odgovarajućim dimenzijama vretena i matice. Vertikalni pomak koji proizlazi iz zakreta će dati potrebnu duljinu vretena.

$$v = 2 \sin(\beta/2) \cdot R_o = 2 \sin 11 \cdot 0.0375 = 0.0143m \quad (2.3)$$

Za krak R_o je odabrana vrijednost od 3.75 cm, prema raspoloživom prostoru na metalnom prstenu lopatice. Poželjan je što veći krak radi ostvarenja većeg okretnog momenta koji bi se suprotstavio momentu opterećenja.

Horizontalni pomak će odrediti potrebnu duljinu utora u matici

$$u = \tan(\beta/4) \cdot \frac{v}{2} = \tan(22/4) \cdot \frac{0.0143}{2} = 0.0007m \quad (2.4)$$

Prema tome duljina navoja vretena jednaka je zbroju vertikalnog pomaka v i visine matice vretena m . Matica mora imati minimalnu visinu obzirom na bočni tlak koji će se kasnije izračunati. Duljina utora mora biti dovoljna da omogući horizontalni pomak svornjaka. Minimalna duljina utora će biti jednaka zbroju promjera svornjaka i vrijednosti horizontalnog pomaka.

2.3.3. Dimenzioniranje mehanizma

Prilikom dimenzioniranja potrebno je osigurati potrebnu aksijalnu silu F_a , zadovoljiti uvjete samokočnosti i čvrstoće vretena. Također je potrebno zadovoljiti kinematičke uvjete (pomake). Proračun čvrstoće se izvodi prema ref[4].

Vreteno

Prije samog dimenzioniranja vretena potrebno je zadati vrijednosti opterećenja opterećenja.

Moment opterećenja: $M_o = 50 \text{ Nm}$
Krak momenta opterećenja: $R_o = 0.0375 \text{ m}$.

Potreban moment torzije vretena T je definiran sa :

$$T = F_t \cdot r_2 \quad (2.5)$$

F_t je obodna sila na srednjem radijusu vretena r_2 i jednaka je :

$$F_t = F \cdot \tan(\alpha + \rho') \quad (2.6)$$

F je sila dizanja, aksijalna sila F_a . Kutevi α i ρ' su definirani navojem vretena.

$$\tan \alpha = \frac{P_h}{d_2 \cdot \pi} \quad (2.7)$$
$$\tan \rho' = \frac{\mu}{\cos \beta}$$

P_h je uspon vretena, μ je koeficijent trenja na bokovima navoja (0.03 do 0.05), a kut β iznosi 15° za trapezni navoj.

$$P_h = P \cdot n \quad (2.8)$$

gdje je P korak navoja, a n broj navoja.

Za trapezno vreteno promjera $d = 20 \text{ mm}$ odabran je prema dijagramu 115 iz ref[4] korak $P = 2 \text{ mm}$. Srednji promjer d_2 prema tablici 36 iznosi 19 mm . Broj navoja $n = 1$, pa je uspon P_h jednak koraku navoja P .

Moment opterećenja M_o iznosi 50 Nm , pa prema tome ukupna aksijalna sila ili sila dizanja iznosi:

$$F_a = \frac{M_o}{R_o} = \frac{50}{0.0375} = 1334 \text{ N} \quad (2.9)$$

Za odabran promjer vretena kutevi α i ρ' iznose:

$$\tan \alpha = \frac{P_h}{d_2 \cdot \pi} = \frac{2}{19 \cdot 3.1416} = 0.0335; \quad \alpha = 1.919^\circ$$
$$\tan \rho' = \frac{\mu}{\cos \beta} = \frac{0.04}{\cos 15} = 0.0414; \quad \rho' = 2.371^\circ$$

Obodna sila F_t je:

$$F_t = F \cdot \tan(\alpha + \rho') = 1334 \cdot \tan(1.919 + 2.371) = 100.1 \text{ N}$$

Potreban moment torzije jednak je :

$$T = F_t \cdot r_2 = 100.1 \cdot 0.095 = 9.510 \text{ Nm}$$

Uvjet samokočnosti prema ref[4]:

$\rho' \geq \alpha$ što je i zadovoljeno ($2.371 > 1.919$).

Čvrstoća vretena i matice

Vreteno je opterećeno vlačno ,tlačno te na torziju.

Vlačno i tlačno naprezanje:

$$\sigma = \frac{F}{A_j} = \frac{4F}{d_3^2 \pi} = \frac{4 \cdot 1334}{17.5^2 \cdot 3.1416} = 5.546 \text{ N/mm}^2 \quad (2.10)$$

promjer jezgre vretena $d_3 = 17.5$ mm prema tablici 36 iz ref [4].

Torziono naprezanje:

$$\tau \approx \frac{T}{0.2d_3^3} = \frac{9.510}{0.2 \cdot 17.5^3} = 0.0088 \text{ N/mm}^2 \quad (2.11)$$

Ekvivalentno (reducirano) naprezanje:

$$\sigma_{red} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} = \sqrt{5.546^2 + 3 \cdot 0.0088^2} = 5.546 \text{ N/mm}^2 \quad (2.12)$$

Prema iskustvu se u normalnom slučaju za dopušteno ekvivalentno naprezanje trapeznog navoja može uzimati $\sigma_{dop} \approx 0.13 \sigma_M$ pri izmjenično promjenjivom opterećenju gdje je σ_M vlačna čvrstoća materijala vretena.

Bočni tlak

Prema njemu se dimenzionira visina matice m . Treba imati na umu da će matica imati utor za svornjak, pa je potrebno osigurati prostor za njega. Neka je visina matice $m = 20$ mm za svornjak promjera 10 mm.

Bočni tlak p_b se računa prema:

$$p_b = \frac{F \cdot P}{m \cdot d_2 \cdot \pi \cdot H_1} \quad (2.13)$$

gdje je $H_1 = 1$ mm nosiva dubina navoja, za trapezni navoj koraka $P = 2$ mm prema tablici 36 ref[4].

Pa je tada:

$$p_b = \frac{F \cdot P}{m \cdot d_2 \cdot \pi \cdot H_1} = \frac{1334 \cdot 2}{20 \cdot 19 \cdot 3.1416 \cdot 1} = 2.235 \text{ N/mm}^2$$

Da bi trošenje bokova navoja vretena i matice bilo u dopuštenim granicama bočni tlak se drži unutar granica od $p_{\text{dop}} \approx 2$ do 7 N/mm^2 za matice od željeznog ljeva, te $p_{\text{dop}} \approx 5$ do 15 N/mm^2 za brončane matice. Više vrijednosti se mogu dopustiti u slučaju kvalitetnih materijala matice i kaljeng vretena. U ovom slučaju može se dopustiti matica od željeznog ljeva obzirom da je vrijednost bočnog tlaka unutar granica za taj materijal.

Proračun elektromotora

Elektromotor je predviđen za pokretanje mehanizma. Koristi se običan istosmjerni motor sa četkicama u sklopu sa planetarnim prijenosnikom. Maleni istosmjerni motori nemaju dovoljan okretni moment potreban za savladavanje okretnog momenta vretena pa se koriste u kombinaciji sa prijenosnikom. Potreban moment koji motor treba savladati iznosi $T = 9.510 \text{ Nm}$, bez gubitaka. Jasno je da će prijenosni omjer biti velik zbog toga što su izlazni okretni momenti elektromotora reda veličine nekoliko desetaka mNm. Potrebna brzina vrtnje pri tome ne treba biti velika, kako se motor ne bi stalno uključivao i isključivao. Brzina zakreta lopatice ovisi o namjeni. Akrobatski zrakoplovi moraju imati brz odziv na promjene uvjeta leta jer se oni rapidno mijenjaju, dok mali civilni zrakoplovi nemaju takvih zahtjeva. U FAR 35 propisima nisu pronađeni zahtjevi na brzinu zakreta lopatica.

Za orijentaciju je određeno vrijeme potpunog zakreta od 20 sekundi, $t_{\text{tot}}=20$ s.

U 20 sekundi matica vretena mora prijeći vertikalni pomak $v = 14.3$ mm.

Potreban broj okretaja vretena za puni pomak lopatice se izračuna koristeći korak ili uspon vretena $P_h = P$ za jednovojni trapezni navoj.

$$n_{\text{pot}} = \frac{v}{P \cdot t_{\text{tot}}} = \frac{14.3}{2 \cdot 20} = 0.3575 \text{ okr/s} \quad (2.14)$$

Potrebna snaga jednaka je

$$P = 2\pi n_{\text{pot}} T = 2 \cdot 3.1416 \cdot 0.3575 \cdot 9.510 = 21.36 \text{ W} \quad (2.15)$$

Ovdje nisu uračunati gubici u ležajevima vretena i lopatice te trenje između svornjaka i utora matice. Spoj svornjaka i matice se može smatrati kliznim ležajem sa malom brzinom klizanja odnosno koeficijentom trenja koji se uzima pri zaletu (oko 0.12 do 0.17). S obzirom na malu brzinu klizanja (0.035 mm/s) snaga trenja odnosno gubici su zanemarivi (ref([4])). Trenje valjnih ležajeva vretena je oko $\mu = 0.005$ (ref[4]). Okretni moment potreban za savladavanje trenja u njima jednak je :

$$T_{gub_1} = F \cdot \mu \cdot R_{sr} = 1334 \cdot 0.005 \cdot 0.015 = 0.1 Nm \quad (2.16)$$

R_{sr} je srednji radijus aksijalnog ležaja na koji se vreteno upire. Za orijentaciju je odabrana vrijednost istog od 15 mm.

Iznos okretnog momenta potrebnog za savladavanje trenja u ležajevima lopatica se može samo procijeniti obzirom da se ne zna centrifugalna sila koja djeluje na ležajeve. Obzirom da je radijus ležaja bitno veći ($R_{sr} \approx 0.04$), i da su u pitanju 2 lopatice, možemo uzeti orijentacionu vrijednost okretnog momenta od ukupno 1 Nm, tj $T_{gub_2} = 1 Nm$.

Ukupni okretni moment potreban za pokretanje vretena jednak je

$$T_{vr} = T + T_{gub_1} + T_{gub_2} = 9.51 + 0.1 + 1 = 10.61 Nm \quad (2.17)$$

Potrebna snaga na vretenu jednaka je :

$$P_{vr} = 2\pi n_{pot} T_{vr} = 2 \cdot 3.1416 \cdot 0.3575 \cdot 10.61 = 23.83 W \quad (2.18)$$

Odabir motora i prijenosnika se mora obaviti zajedno. Treba imati na umu da prijenosnici također unose značajne gubitke koji se moraju uračunati. Konačna snaga motora se određuje na temelju zahtjeva kombinacije vreteno-prijenosnik. Iz kataloga za elektomotore tvrtke Portescap odabrana je sljedeća kombinacija:

Prijenosnik:	Model:	R40
	Prijenosni omjer:	$i = 303$
	Broj stupnjeva:	4
	Iskoristivost:	$\eta_p = 0.5$

Obzirom da je iskoristivost prijenosnika tako niska (0.5) potreban okretni moment elektro motora raste 2 puta. Bez gubitaka potreban okretni moment elektro motora bi iznosio

$$T_{min} = \frac{T_{vr}}{i} = \frac{10.61}{303} = 0.035 Nm \quad (2.18)$$

Pogonski moment, nakon što se uračunaju gubici prema ref[deck] iznosi:

$$T_{pog} = \frac{T_{vr}}{i \cdot \eta_p} = \frac{10.61}{303 \cdot 0.5} = 0.07 Nm \quad (2.19)$$

Motor koji udovoljava ovom zahtjevu je odabran iz kataloga tvrtke Portescap.

Motor:	Model:	30 GT 282 4
	Radni napon:	15 V
	Izlazna snaga:	83 W (maksimalna trajna)
	Okretni moment:	0.087 Nm (maksimalni trajni)

Izvadak iz kataloga za prijenosnik i elektromotor dan je u prilogu.

Napomena: elektromotor neće raditi trajno opterećen. Elektro motori se mogu povremeno i preopteretiti dajući pritom maksimalno 10 puta veći izlazni okretni moment. Rad u tom području skraćuje radni vijek elektro motora, baš kao i režim rada povremenog uključivanja i isključivanja. U nedostatku podataka koji bi opisivali realni režim rada zakretnog mehanizma

(brzina zakreta, stvarni aerodinamički moment, učestalost uključivanja motora itd.), i sigurnosti radi ostaje se pri izboru ovog motora.

2.4. Konstrukcijsko rješenje mehanizma za prihvat i zakret lopatica

2.4.1. Uvod

Konstrukcijsko rješenje dati će prijedlog konstrukcije sklopa elise. Definirati će se smještaj svih elementa elise, opis funkcije i preporučeni materijal izrade. Okvirne dimenzije biti će vidljive iz crteža. Prijedlog rješenja nije konačan ali daje određene smjernice za razvoj i izradu.

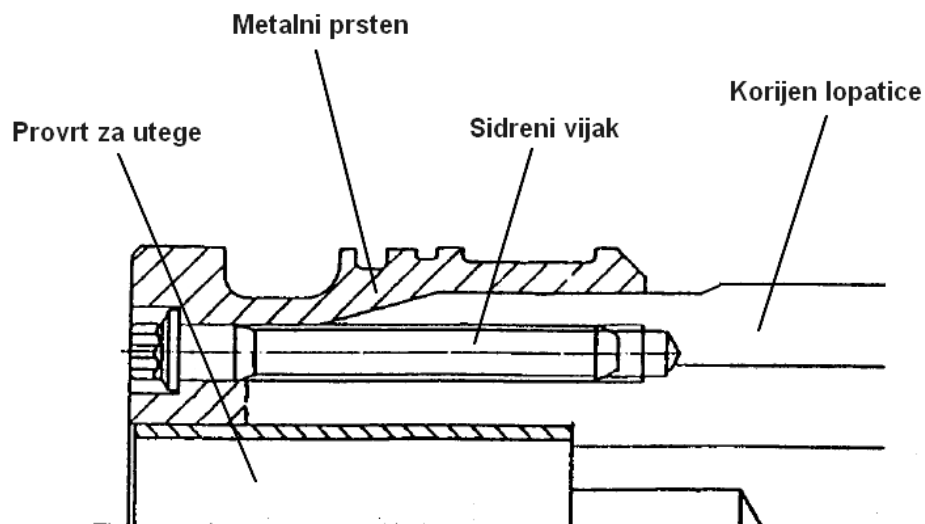
Sklop će se podijeliti na 4 funkcionalna modula koji se mogu raspoznati na crtežu danom u prilogu. Svaki modul se može smatrati zasebnom funkcionalnom cjelinom koja je odvojiva od ostatka sklopa. Glavčina, lopatica, nosivi prstenovi i modul motora s prijenosnikom su moduli od kojih se sastoji sklop.

2.4.2. Glavčina

Glavčina je potporna struktura za sve elemente mehanizma i ostale module. Unutar glavčine se nalazi vreteno mehanizma uležišteno pomoću 2 radijalno aksijalna ležaja (kombinacija valjkastog aksijalnog i radijalnog igličastog ležaja,). Lopatice su uležištene pomoću 2 utorna ležaja koji mogu preuzeti kombinirano opterećenje od strane lopatica. Na metalnom prstenu lopatice unutarnji prsten ležaj je osiguran osiguravajućim prstenom (uskočnikom). Povratni hod lopatice u rasterećenom stanju se onemogućuje vanjskim osiguravajućim prstenom. Cilindrična vodilica prolazi kroz maticu na određenoj udaljenosti od osi vretena. Funkcija vodilice jest sprečavanje rotiranja matice u smjeru rotacije vretena (zbog trenja), kako se matica ne bi naslanjala na metalne prstene lopatice i svornjake. Vijčani spojevi su osigurani žicom i li rascjepkama.

2.4.3. Lopatica i metalni prsten

Na korijen lopatice se montira metalni prsten (Al ili čelik) pomoću 6 specijalnih sidrenih vijaka (njem. *Ankerschrauben*) raspoređenih blizu vanjskog oboda korijena lopatice. Pritezanjem vijaka korijen lopatice se širi i pritišće unutarnju stijenu metalnog prstena. Formira se vrlo čvrsti spoj koji je kombinacija spoja oblikom pomoću sidrenih vijaka i steznog spoja na unutrašnjoj stijenci prstena. U sredini korijena lopatice je načinjen provrt u koji se smještaju utezi za balansiranje lopatice (Slika 22, ref [5]). Na dno metalnog prstena montira se svornjak koji je osiguran od odvrtnja pomoću sigurnosnog lima s unutarnjim ispustom. Sidreni vijci ne trebaju osiguranje zbog visokog momenta pritezanja



Slika 22 Prikaz spoja lopatice i metalnog prstena

Sama lopatica je izrađena od kombinacije prešanog laminata bukve i smreke. Najopterećeniji korijen se izrađuje od bukvinog laminata čija čvrstoća iznosi oko 230 MPa pa i više. Ostatak lopatice se izrađuje od smreke koja ima manju gustoću ($\approx 0.45 \text{ g/cm}^3$ za smreku, nasprama cca 1.37 g/cm^3 za bukvu). Spoj korijena i ostatka lopatice se izvodi ljepljenim prstnim spojem (eng. *finger-joint*, isprepleteni prsti). Takav spoj može biti čvrst gotovo kao i osnovni materijal, ref[6]. Lopatica je obložena tankim slojem kompozita od staklenih vlakana u matrici od epoksidne smole. Svrha kompozitnog sloja nije preuzimanje strukturalnog opterećenja nego zaštita lopatice od utjecaj okoliša i zaštita od erozije. Također zahvaljujući tom sloju oštećenja koja lopatica primi tokom eksploatacije se mogu lagano ukloniti brušenjem i nanošenjem novih slojeva. Na taj način se zadržavaju originalne dimenzije lopatice kroz cijeli vijek eksploatacije elise. Radi dodatne zaštite napadnog brida lopatice, na njega se lijepi traka od nehrđajućeg čelika. Lopatica je prebojana sa nekoliko premaza akrilnog laka. Potisna strana elise (tj ona strana koju pilot vidi iz kabine) se često oboji tamnom bojom radi smanjenja refleksije od sunca.

2.4.4. Nosivi prsteni

Smješteni su iza glavčine. Na njih se pričvršćuju bakreni vodiči za struju (ljepljenjem) po kojima kližu četkice od ugljičnih vlakana i na taj način dobavljaju struju potrebnu za pogon elektromotora. Na drugoj strani prstena žice za struju se uvršćuju na priključke struje (papučice). Priključci su učvršćeni vijcima koji se ne smiju osiguravati žicom sa ostalim vijcima jer su pod naponom. Ti vijci se eventualno osiguravaju rascjepkom. Unutarnji prsten služi kao nosivi prsten i izrađen je od lakog metala kao i kućište glavčine. Vanjski prsten je izrađen od polimera jer ipak nosi vodiče struje. Odabrani materijal je iz porodice mješavine plastomera (ASA + PC, akrilnitril/stiren/akrilat i poli(vinilklorid)). Odlikuje ga dobra vlačna čvrstoća, krutost i dimenzijska stabilnost. Postojan je na visokim temperaturama i ima dobru žilavost na niskim ($-40 \text{ }^\circ\text{C}$) kao i otpornost prema UV zračenju, ref[7].

Na vanjski prsten se pričvršćuje poklopac glavčine (*spinner*). Izrađuje se od aluminija plastičnom deformacijom ili od kompozita (Kevlar vlakna + epoksidna matrica).

2.4.5. Modul elektromotor-prijenosnik

Prijenosnik R40 zajedno sa elektromotorom 30 GT se nalazi u nosaču koji je montiran na gornji poklopac kućišta. Izlazno vratilo prijenosnika je pomoću pera povezan sa vretenom. Prijenosnik je učvršćen sa donje strane na nosač pomoću 4 vijka i prirubnice koja je sastavni dio prijenosnika kako bi se modul mogao potpuno odvojiti od ostatka sklopa. Materijal za izradu nosača može biti isti kao za vanjski prsten (ASA+PC). U prilogu se nalaze specifikacije prijenosnika i elektromotora.

3. Analiza čvrstoće lopatice

3.1. Uvod

U ovom poglavlju će se provesti analiza čvrstoće lopatice. Analiza će se provesti metodom konačnih elemenata u programu MSC NASTRAN 2005. Lopatica će se opteretiti složeno, centrifugalnim opterećenjem i potiskom koji uzrokuje moment savijanja.

3.2. Postavljanje problema i pojednostavljenja

3.2.1. Modeliranje materijala i svojstva

Kako je ranije navedeno lopatica je izrađena od kombinacije prešanog laminata bukve i smreke. Samo drvo kao konstrukcijski materijal se smatra ortotropnim. To znači da su mehanička svojstva materijala izražena i različita u 3 međusobno okomita smjera. Kod drveta se raspoznaju smjer pružanja vlakana (longitudinalni), zatim radijalni smjer (okomito na liniju goda iz centra) i tangencijalni smjer (tangencijalno na godove u njihovoj ravnini). Svojstva neobrađenog drveta se bitno razlikuju u ta 3 smjera. To znači da je potrebno definirati 12 konstanti (od toga su 9 neovisne) da bi se opisalo ponašanje drveta u elastičnom području deformacija. To bitno otežava definiranje svojstava materijala. Potrebno je definirati 3 modula elastičnosti, 3 modula smika i 6 Poissonova koeficijenta. Moduli elastičnosti i Poissonovi koeficijenti su povezani putem relacije

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j}, \quad i \neq j, \quad i, j = L, R, T \quad (4.1)$$

Moduli elastičnosti glavnih osi drveta su označeni sa E_L , E_R i E_T . E_L se najčešće određuje iz ispitivanja savijanjem, a ne statičkim vlačnim pokusima i taj podatak je najčešće naveden u raznim tablicama. Da bi se dobio E_L koji odgovara čistom aksijalnom opterećenju vrijednosti se mogu povećati za oko 10% prema ref [8]. Ostale dvije konstante se često ne navode jer se ne očekuje da će se drvo opteretiti u radijalnom ili tangencijalno smjeru, ali mogu se pronaći i to najčešće u kao omjer nasprama vrijednosti E_L .

Poissonovi koeficijenti se razlikuju u 2 indeksa. Prvi indeks označava smjer naprezanja, a drugi smjer deformacije usljed tog naprezanja. Npr. ν_{LR} se odnosi na pojavu deformacije u radijalnom smjeru usljed naprezanja u longitudinalnom smjeru. Vrijednosti za ν_{RL} i ν_{TL} se određuju sa manjom preciznoću od ostalih.

Modul smika daje informaciju o odzivu drveta pri smičnom naprezanju. Tri modula smika su označeni sa G_{LR} , G_{LT} i G_{RT} za svaku ravninu posebno. Moduli smika se nateže određuju i ima dosta varijacija rezultata obzirom na primjenjenu metodu ref [9].

U tablici su dane vrijednosti elastičnih konstanti za neobrađenu bukvinu i smrekovinu. Svojstva drveta bitno ovise o sadržaju vlage. Općenito se podaci daju za drvo sa 12% sadržaja vlage.

Konstanta	Bukva	Smreka
E_L , MPa	14300	8690
E_R , MPa	1450	878
E_T , MPa	745	374
G_{LR} , MPa	1472	556
G_{LT} , MPa	845	530
G_{RT} , MPa	300	26
ν_{LR}	0.443	0.372
ν_{LT}	0.426	0.467
ν_{RL}	0.044	0.04
ν_{RT}	0.637	0.435
ν_{TL}	0.056	0.025
ν_{TR}	0.382	0.245

Tablica 2 Elastične konstante bukve i smreke, 12% sadržaj vlage, ref [8] i ref [12]

Iz tablice se vidi da su svojstva drveta u longitudinalnom smjeru bitno bolja od ostalih. Drvo se najlošije ponaša prilikom opterećenja u tangencijalnom smjeru. Kod smika najlošija svojstva ima u ravnini godova, dok su nabolja svojstva drveta u uzdužnoj ravnini. Kod poissonovih koeficijenata vidi se da je sprega deformacija i napreanja najvidljivija u slučaju radijalnog napreanja i tangencijalnog odziva.

Laminati drveta se rade od furnira ljepljenih pod različitim kutem, iako to ne mora uvijek biti slučaj. Najčvršći laminati se rade od furnira koji su poslagani većinom u smjeru očekivanog opterećenja (uzdužnom). Laminati imaju bitno bolja svojstva u tangencijalnom smjeru od neobrađenog drveta, gotovo jednaka kao u uzdužnom smjeru. Svojstva u radijalnom smjeru su malo poboljšana zbog upotrebe tehnologije ljepljenja i prešanja.

Ovisno o namjeni (vrsti opterećenja) laminati se mogu smatrati ili ortotropnima u 3 pravca (3D ortotropni) ili 2D ortotropni. U većini slučajeva drveni paneli se prikazuju kao 2D ortotropni materijali sa definiranim konstantama u ravnini panela (E_1 , E_2 , ν_{12} i G_{12}). Podaci o ostalim konstantama se mjere teže i sa većom nesigurnošću.

Lopatica je opterećena prije svega vlačno od strane centrifugalne sile. Postoje zone vlačnog i tlačnog napreanja usljed momenta savijanja koji je posljedica potiska. Torzijska opterećenja su posljedica aerodinamičkog momenta i centrifugalnog uvijanja koja nisu značajna.

Zbog tih razloga a i zbog šturih podataka koji se mogu pronaći za pojedine materijale za modeliranje lopatice se koristi 2D ortotropni materijal.

Laminat smreke

Zbog svoje niske gustoće, a relativno dobrih mehaničkih svojstava, smreka je u upotrebi u zrakoplovstvu od najranijih dana (Spruce Goosse npr.), pa sve do danas.

Laminat smreke se izrađuje od slojeva međusobno orijentiranih pod 90 stupnjeva s tim da se zadnji gornji i donji slojevi poklapaju u smjeru. U ref [10] dani su podaci za panel od furnira smreke sorte sitka.

$$\begin{aligned} \rho &\approx 0.45 \text{ g/cm}^3 \\ E_1 &= 8750 \text{ MPa} \\ E_2 &= 5540 \text{ MPa} \\ G_{12} &= 530 \text{ MPa} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} G_{13} &= 69 & \text{MPa} \\ G_{23} &= 61 & \text{MPa} \\ R_m &\approx 13 & \text{MPa} \end{aligned}$$

Nedostaju podaci za modul elastičnosti u radialnom smjeru i Poissonovi koeficijenti. Gotovo su izjednačeni moduli smika u tim ravninama jer su poprečni presjeci tih ravnina gotovo identični. Utjecaj promjene strukture iz meridijalne u slojevitost e vidljiv na promjeni smičnih krutosti u ravninama okomitima na ravninu panela (LT). Poissonovi koeficijenti nisu dani ali se mogu otprilike procijeniti obzirom na novu strukturu. To je nužno kako bi se analiza u FEM programu mogla sprovesti. Na ovaj način procijenjene vrijednosti nikako se ne mogu smatrati točnim, ali će poslužiti za potrebe prve procjene naprezanja. Za procjenu ν_{12} dana je sljedeća formula iz ref [11]

$$\nu_{12} = \left(\frac{E_1}{E_2} + 1 \right) \cdot \frac{\nu_{TL}}{1.036} \quad (4.2)$$

Nakon uvrštavanja:

$$\nu_{12} = \left(\frac{8750}{5540} + 1 \right) \cdot \frac{0.025}{1.036} = 0.062$$

Laminat bukve

Bukva je mehanički vrlo izdržljivo drvo. U neobrađenom stanju vlačna čvrstoća doseže oko 100 Mpa. Paneli mogu doseći oko 230 MPa vlačne čvrstoće, dok savojne još i više, ovisno o načinu slaganja panela.

Odobran je panel sa pretežno uzdužnim rasporedom slojeva. Dani su sljedeći podaci za laminat bukve.

$$\begin{aligned} \rho &\approx 1.4 \text{ g/cm}^3 \\ E_1 &= 24000 \text{ MPa} \\ E_2 &= 23000 \text{ MPa} \\ \text{Vlačna čvrstoća } R_m &= 210 \text{ MPa} \\ \text{Savojna čvrstoća } R_f &= 290/260 \text{ MPa} \end{aligned}$$

Nedostaju podaci o modulu smika. U ref[9] obrađeno je nekoliko ispitnih metoda za ekperimentalno određivanje modula smika za drvene panele G_{12} . Zaključeno je da rezultati bitno ovise o korištenoj metodi. Dobiveni moduli smika značajno variraju ovisno primjenjenoj metodi testiranja. Za orijentaciju dan je odnos E:G od 16:1, ($E_1:G_{12}$) uz napomenu da je tako dobiven vrijednost konzervativnija u odnosu na rezultate većine testiranja. U ovom slučaju modul smika iznosi:

$$G_{12} = \frac{E_1}{16} = \frac{24000}{16} = 1500 \text{ MPa} \quad (4.3)$$

Pošto je zadržan pretežno uzdužni smjer pružanja vlakana moduli u ostale dvije ravnine će se procijeniti obzirom na vrijednosti za neobrađeno drvo.

Uzima se okvirna vijednost za $G_{13} = 1200 \text{ MPa}$ i za $G_{23} = 400 \text{ MPa}$

Poissonov koeficijent će se procijeniti prema izrazu (4.2):

$$\nu_{12} = \left(\frac{E_1}{E_2} + 1 \right) \cdot \frac{\nu_{TL}}{1.036} = \left(\frac{24000}{23000} + 1 \right) \cdot \frac{0.056}{1.036} = 0.1104$$

To su ulazni podaci za materijal koji su potrebni za provedbu numeričke analize.

Tip elementa s kojim je modelirana lopatica su tetraedri.

Sa definiranim potrebnim podacima modelirana je lopatica prema crtežu u prilogu. Model konačnim elementima je nešto različit u odnosu na crtež. Razlog tome jesu problemi prilikom generiranja mreže. Konačni model je stoga malo promjenjen kako bi se izbjegli vrlo uski elementi na očiglednim pozicijama. Model ima nešto ispod 20000 elemenata i skoro 35000 čvorova. Ovako gusta mreža je dobivena nakon dugo vremena isprobavanja različitih gustoća mreža.

3.2.2. Opterećenje i rubni uvjeti

Pretpostavljeno je uklještenje lopatice na mjestu metalnog prstena. Pretpostavka steznog spoja na tom mjestu je održiva samo uvjetno, do određene visine prstena kada zbog naprezanja dolazi do kontrakcije presjeka. U analizi je uklješteno cca 40 mm korijena.

Opterećenje lopatice je uglavnom centrifugalno (45 okr/s) i smatra se da će lopatica trpjeti najveća naprezanja upravo zbog centrifugalne sile. Dalje će se po potrebi lopatica opteretiti sa potiskom koji odgovara potisku pri kretanju (*static thrust*). Obzirom na dominantnost vlačnih naprezanja moment uvijanja će se zanemariti.

Procjena statičkog potiska se ne može dobiti iz karakteristika elise jer ne vrijede za $J = 0$. Za procjenu statičkog potiska koristi se relacija iz ref [2] za anglosaksonske jedinice:

$$T_s = \sqrt{-3.6426 + \frac{72.976}{\sqrt{HP/A}} \cdot HP} \quad (4.4)$$

gdje je :

HP	- snaga u američkim konjskim snagama
A	- površina diska u ft^2
T_s	- statički potisak u lbf (1 lbf = 4.4482 N)

Za Cessnu 172 sa novom elisom promjera 1.75 m

$$T_s = \sqrt{-3.6426 + \frac{72.976}{\sqrt{HP/A}} \cdot HP} = \sqrt{-3.6426 + \frac{72.976}{\sqrt{160 \cdot 4 / (1.75 \cdot 3.28)^2 \cdot \pi}} \cdot 160} =$$
$$= 812 \text{ lbf} \cong 3612 \text{ N}$$

Statički potisak iznosi 3612 N ili 1802 N po lopatici. Ta sila će biti raspoređena po rasponu lopatice prema dijagramima za gradijente potiska iz aerodinamske analize.

Prema tom dijagramu napravljena je tablica rasporeda potiska po relativnim pozicijama. Ukupni potisak se može rasporediti ovisno o tome koji dio lopatice pridonosi potisku. Ukupna suma svih potisaka mora biti jednaka statičkom.

realtivna pozicija r/R	stvarna pozicija, mm	iznos potiska, N
0.3	262.5	78.4
0.4	350	132.6
0.5	437.5	162.2
0.6	525	219
0.7	612.5	265,2
0.8	700	305.5
0.9	787.5	311.3
0.95	831.25	322.8
		$\Sigma = 1802$

Tablica 3 Raspored potiska po duljini lopatice

3.3. Rezultati i komentar

Slikovni prikaz rezultata se nalazi u prilogu. Rezultati vrijede za modeliranje 2D ortotropnim materijalom. Rađena je analiza i sa 3D materijalom ali su rezultati gotovo isti.

Usljed samo centrifugalnog opterećenja, korijen lopatice je daleko najopterećeniji. Opterećenja su rezultat ne poklapanja osi uležištenja lopatice i osi težišta. Vršna vrijednost naprezanja je manja od 70 MPa. S obzirom da materijal prema tvrdnji proizvođača može izdržati 210 Mpa., to je dobar rezultat. Treba imati na umu da po FAR 35 propisu lopatica mora biti projektirana i testirana na dvostruku vrijednost ovog naprezanja. Također treba imati na umu da rezultati numeričke analize ne mogu zamijeniti rezultate testiranja prave lopatice kao temelj za izdavanje certifikata (FAR 35). Deformacije vrha ne prelaze 4 mm. Većina deformacije se odnosi na vertikalni pomak, što je posljedica nesimetričnosti konstrukcije i centrifugalnog uvijanja. Aksijalna krutost je dobra.

Kod opterećenja momentom i centrifugalnom silom rezultati su poražavajući. Naprezanja dostižu 200 MPa u zoni nakon spoja dviju vrsta laminata. Iznos statičkog potiska je dobro ocijenjen, prema ref [2], jedino je možda raspodjela upitna. Nadalje, konstrukcija lopatice pokazuje dobru krutost dok se ne dođe u zonu smreke. Nakon toga deformacije vrha rastu do 320 mm, što je blago rečeno, nerealno. Razloga za to ima nekoliko mogućih.

Metoda analize je upitna jer ovdje provedena statička linearna analiza. Kod kombiniranog opterećenja nije uzet u obzir utjecaj deformacije lopatice izvan ravnine rotacije. Jasno je da će centrifugalna sila pokušati vratiti deformirani vrh u ravninu rotacije i na taj način rasteretiti lopaticu. Stoga je primjenjena metoda proračuna pogrešna jer ne uključuje spregu između deformacije lopatice i djelovanja centrifugalne sile.

Raspodjela tlaka po lopaticie bi trebal biti točnije definirana temeljem rezultata CFD analize. Ovdje je pojednostavljeno opterećenje potiskom u vidu koncentriranih sila u nekoliko točaka na lopatici

Modeliranje lopatice je upitno . Neke lopatice imaju dijelove bukovine produžene dosta daleko u raspon lopatice, preko polovice raspona. To ima velik utjecaj na krutost lopatice. Svojstva materijala su također upitna. Iako se za lopatice koristi smreka, izbor laminata je poprilično velik i svaki ima svoju namjenu. Za primjer razlike u svojstvima laminata različitih proizvođača mogu biti i do 50% obzirom na vlačnu čvrstoću.

Iz rezultata za naprezanja u uzdužnom smjeru vidi se da je pretpostavka o zanemarivim smičnm naprezanjima dobra.

4. Zaključak

Ovaj rad je obuhvatio gotovo sve aspekte proračuna i konstrukcije elise. Nakon puno uloženog vremena u ovaj rad mogu zaključiti da je to tek mali dio "znanosti" o elisama jer o svakom poglavlju (a ova tri nisu jedina) se može napisati nekoliko diplomskih zadataka.

Cilj diplomskog nije bio razrada svakog problema u detalje, nego relativno brza procjena stanja i primjena novih rješenja. Dobiveni rezultati ne mogu biti konačni, oni su samo stepenica do boljega rješenja. Pa tako bi sljedeći korak aerodinamske analize bio proračun pomoću nekog CFD programa koji bi dao bolju "sliku" lopatice, a tek tada izrada prototipa i testiranje. Konstrukciju sklopa bi trebalo prvo dimenzionirati, što bi uključivalo proračune čvrstoće i određivanje debljine stijenki kućišta itd. Tek tada bi se mogli uključiti tehnolozi. Proračun čvrstoće lopatice ima najviše nesigurnosti. Priznajem da u tom dijelu ima dosta otvorenih pitanja.

Da li je loš odabir materijala, ili loše definiranje svojstava? A što je sa distribucijom sile potiska po rasponu? Provođenje dinamičke analize pri kojoj bi se uzela u obzir sprega deformacija i centrifugalne sile bi otklonila dosta nesigurnosti u slučaju kombiniranog opterećenja lopatice.

Glavni cilj rada je postignut, uvjetno rečeno. Nova elisa prema proračunima ima dobre performanse i procjenjenu nižu buku. Također su dane smjernice koje vode ka otklanjanju sumnji vezanih u čvrstoću lopatice.

5. Literatura

- [1] Roskam, J., Lan, E.C-T., Airplane Aerodynamics and Performance, DAR corporation, Lawrence Kansas USA, 1997.
- [2] Lowry, J.T., Performance of Light Aircraft, AIAA, 1999.
- [3] McCormick, B.W., Aerodynamics, Aeronautics, and Flight Mechanics, John Wiley & Sons, Inc. New York, 1979
- [4] Decker, K.H., Elementi strojeva, Tehnička Knjiga Zagreb, 1987
- [5] MT- Propeller, ATA 61-01-18- OPERATION AND INSTALLATION MANUAL, 2010
- [6] Finger -Jointed Wood Products, US Department of Agriculture, 1981.
- [7] Filetin, T., Kovačiček, F., Indof, J., Svojstva i primjena materijala, FSB, 2002.
- [8] Wood Handbook, US Department of Agriculture, 1999
- [9] Harrison, S.K., Comparison of Shear Modulus Test Methods, 2006
- [10] Handbook of Finnish Plywood,
- [11] Saliklis, E., Falk, R.H., Correlating Off- Axis Tension Tests to Shear Modulus of Wood-Based Panels, Journal of Structural Engineering, svibanj 2000.
- [12] Smardzewski J., Prekrat S., Optimisation of a Sofa Frame in the Integrated CAD-CAE Environment, Electronic Journal of Polish Agricultural Universities, svezak 12, izdanje 4, 2009

Tokom izrade rada koristio sam se dodatno sljedećim izvorima:

www.delignit.com – podaci o laminatima bukve

www.faa.gov – FAR 35 i FAR 36 propisi za elise

www.skf.com – online katalog za ležajeve

www.portescap.com – online katalog elektro-motora i prijenosnika

http://www.ae.illinois.edu/m-selig/ads/coord_database.html - baze podataka s aeroprofilima

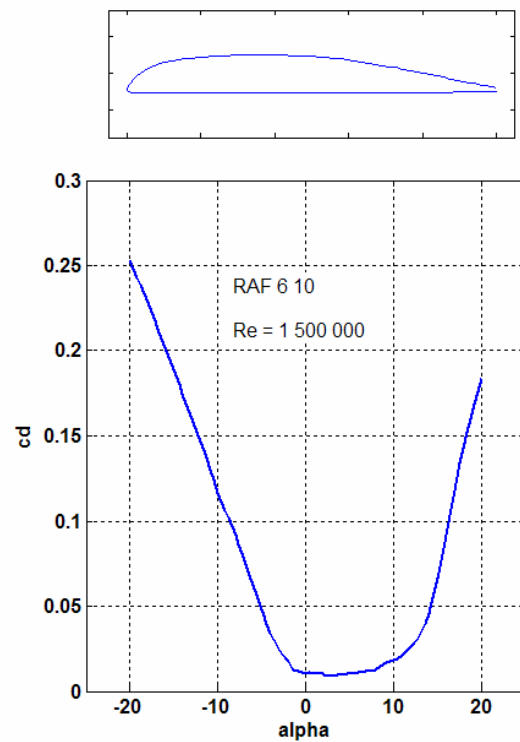
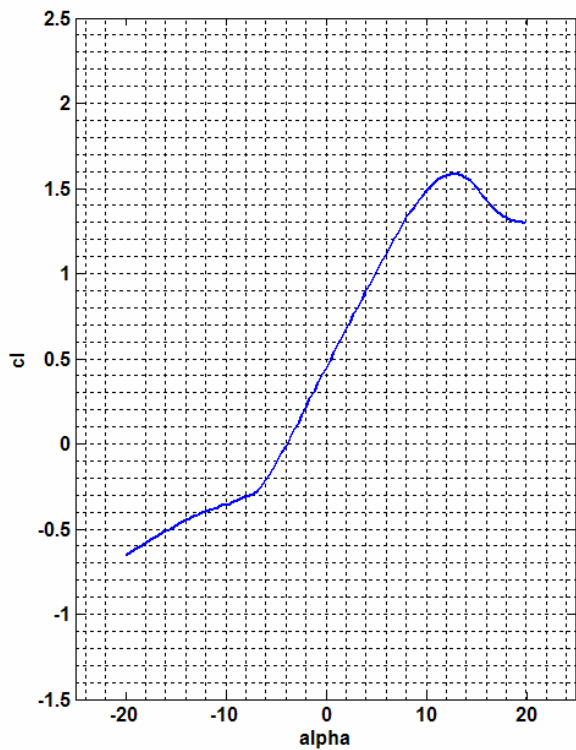
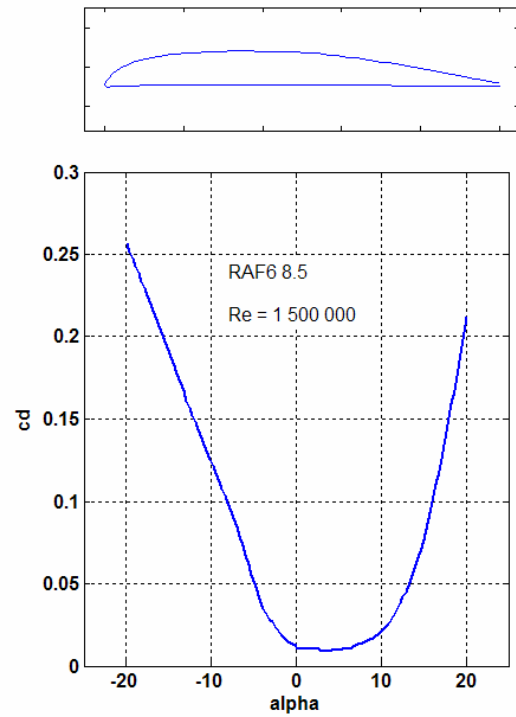
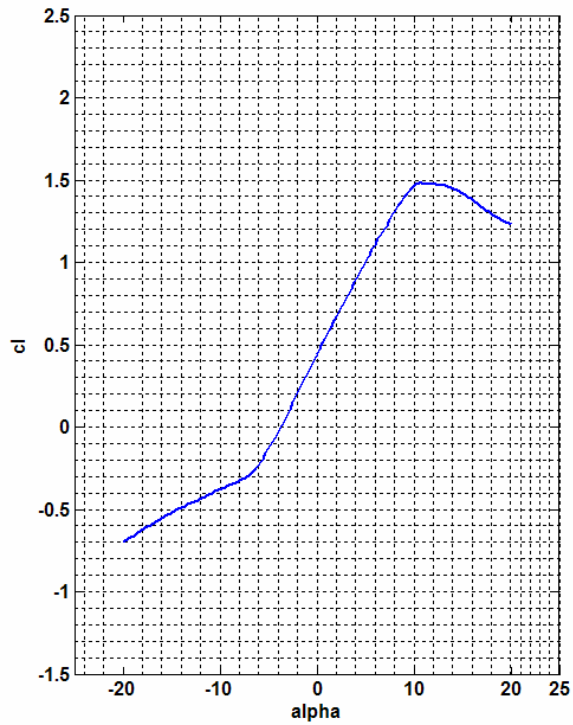
<http://ntrc.nasa.gov> – izvor brojnih izvještaja o testiranjima elisa i aeroprofila

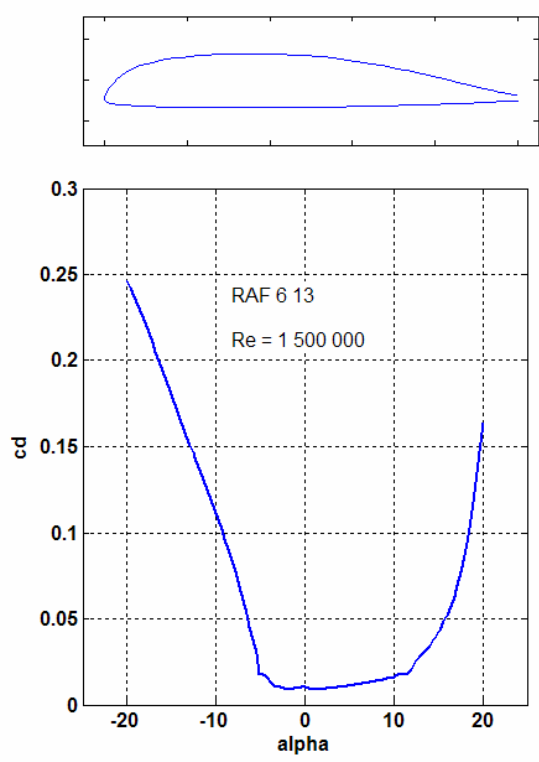
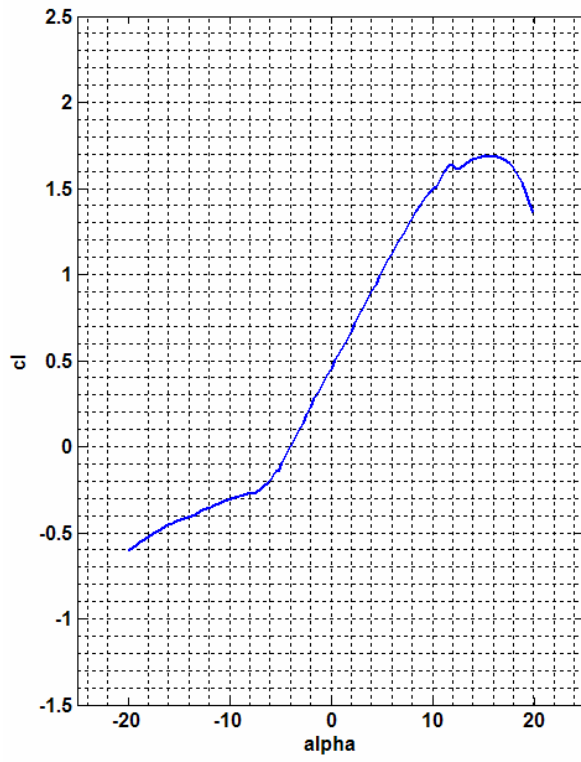
itd...

6. PRILOZI

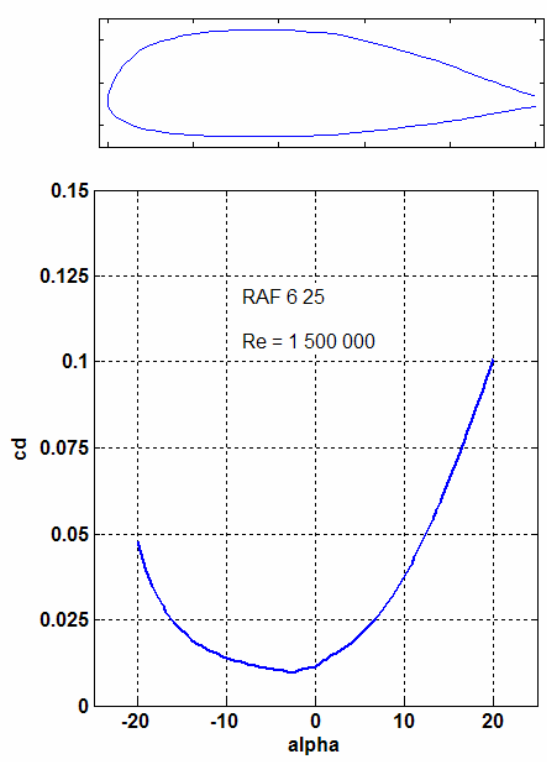
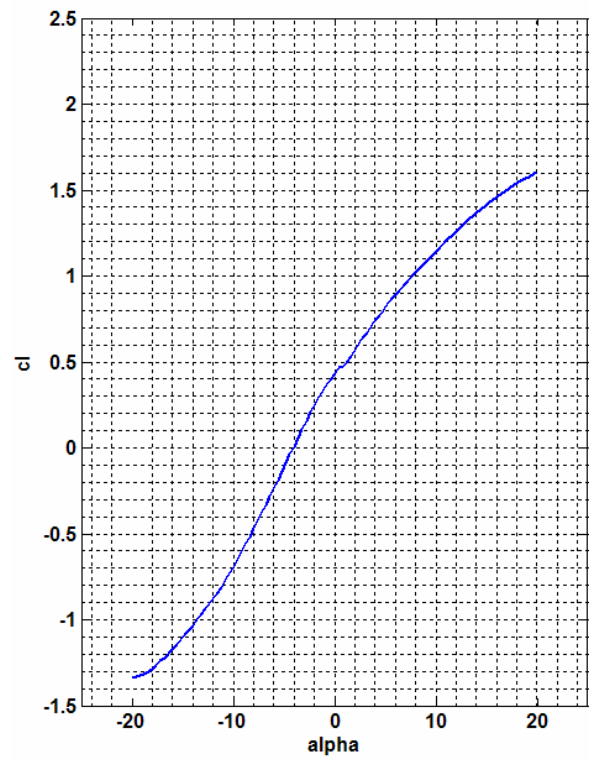
6.1. Polare

A. Polare aeroprofila RAF 6 i ONERA različitih debljina dobivene programom XFOIL.

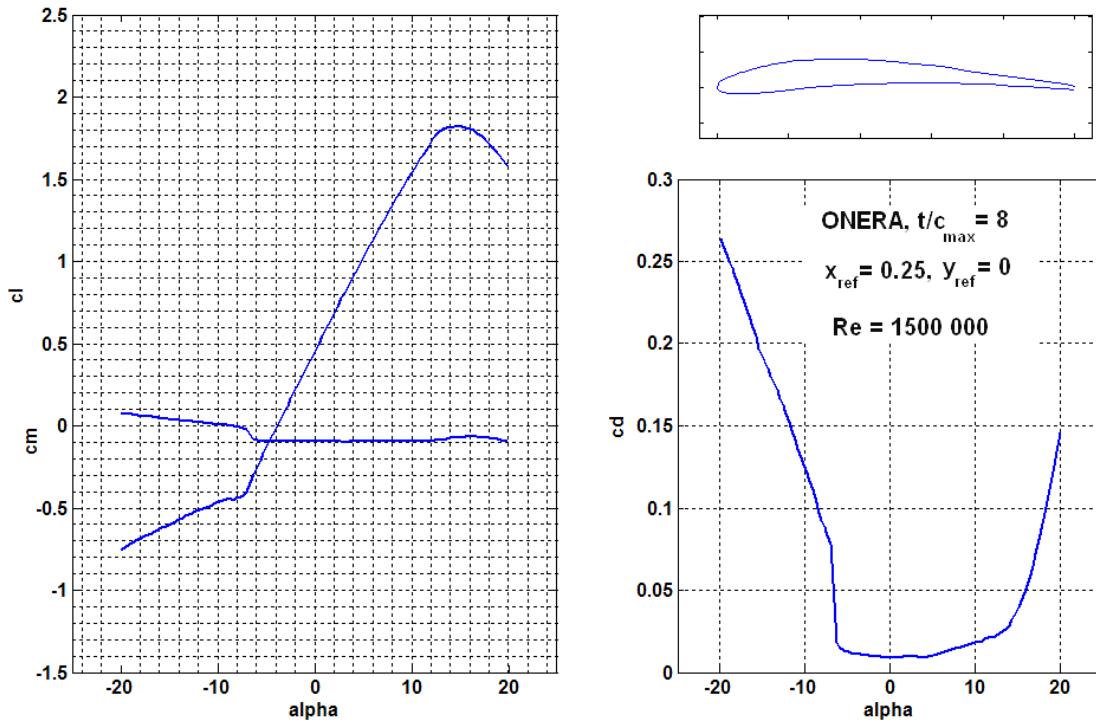




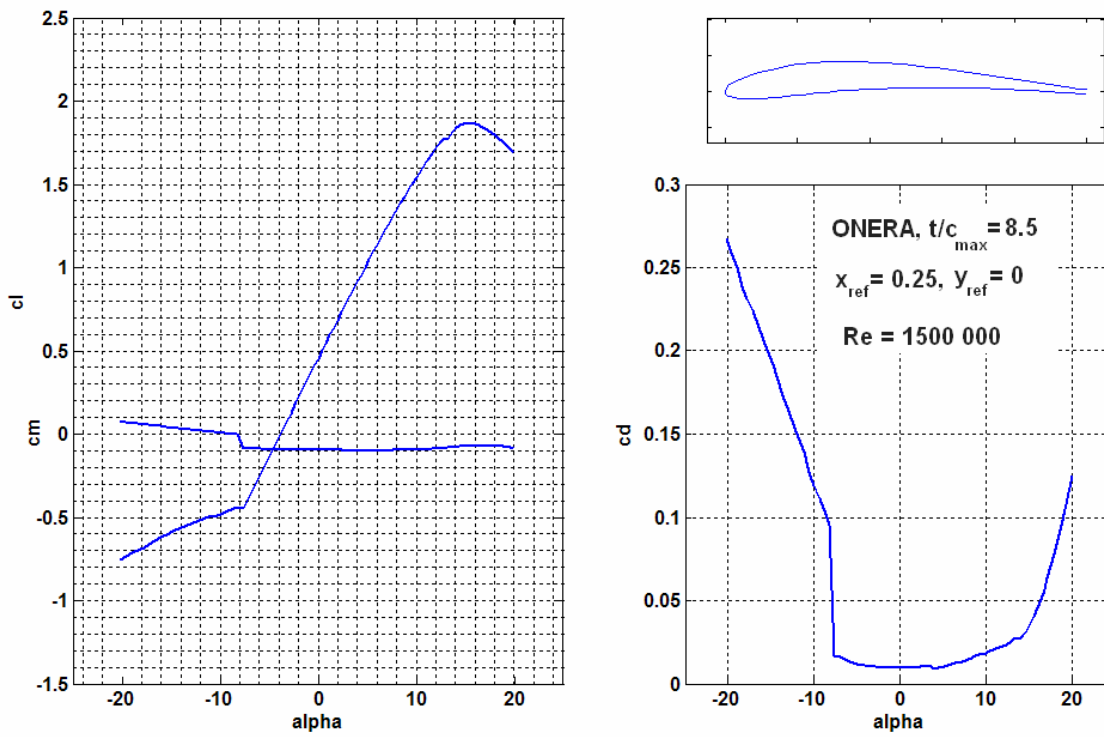
Slika 23 RAF6, $t = 13\%$



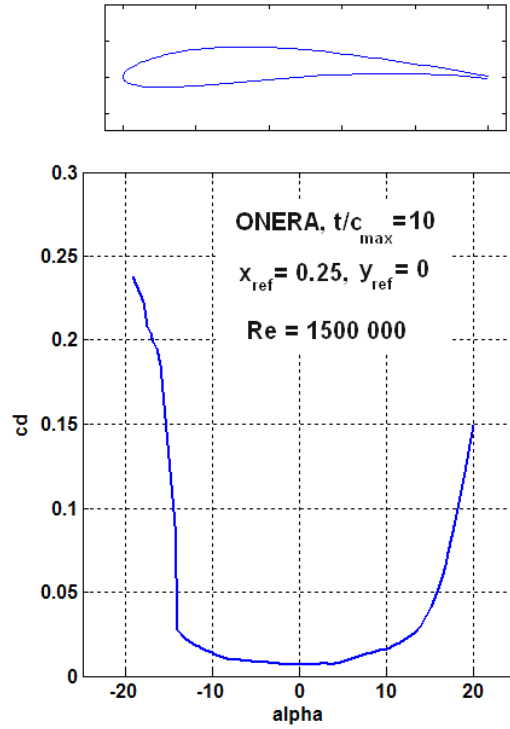
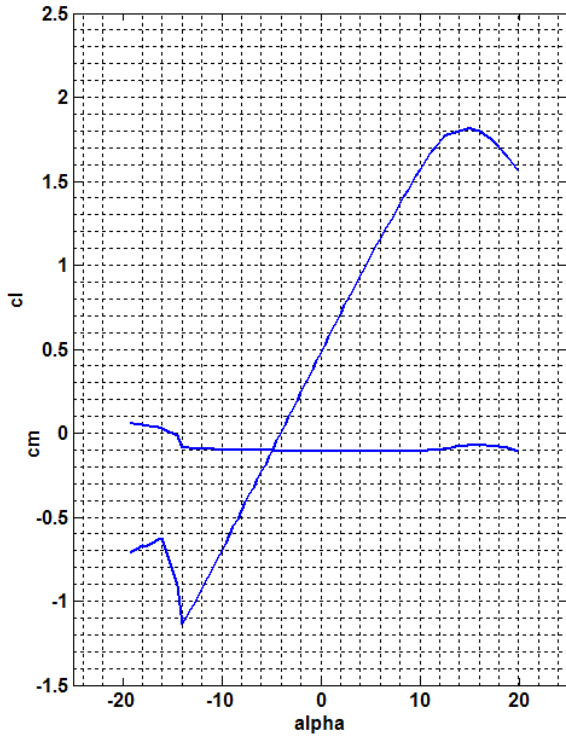
Slika 24 RAF6, $t = 25\%$



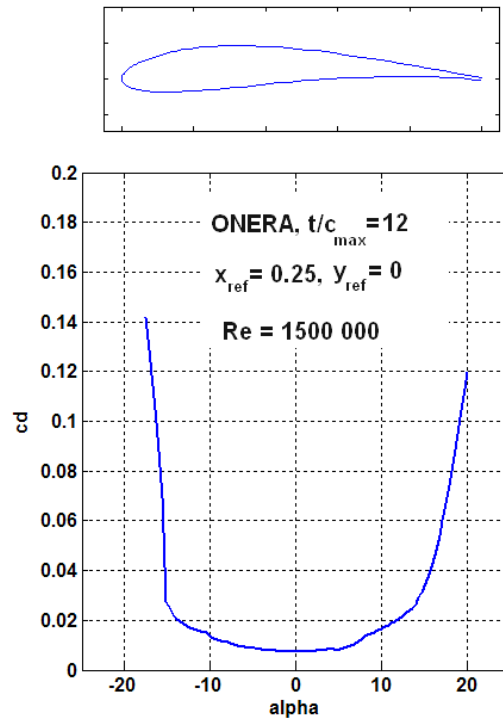
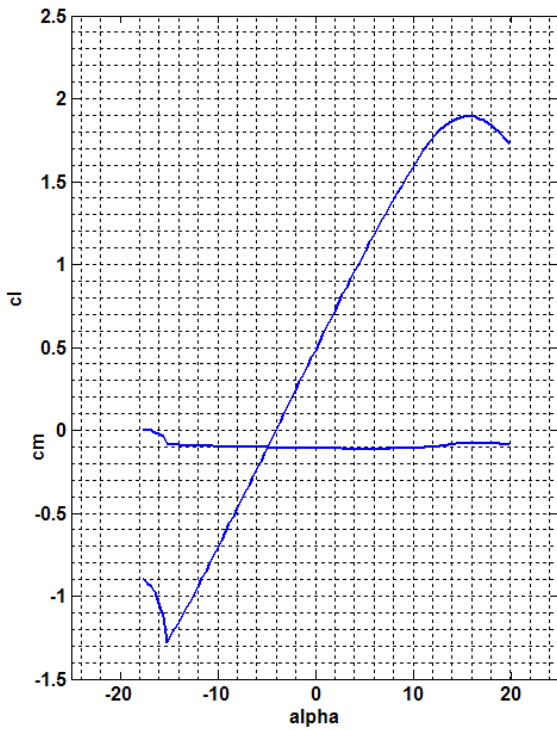
Slika 25 Polara za ONERA 8 aeroprofil



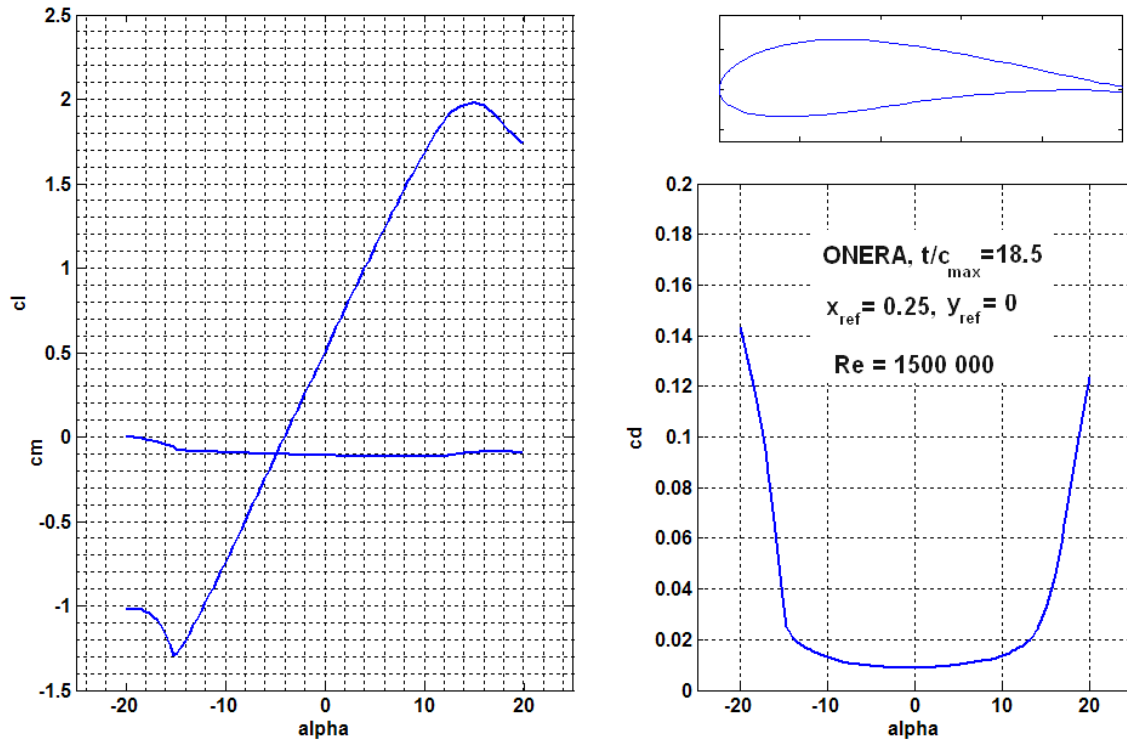
Slika 26 Polara za ONERA 8.5 aeroprofil



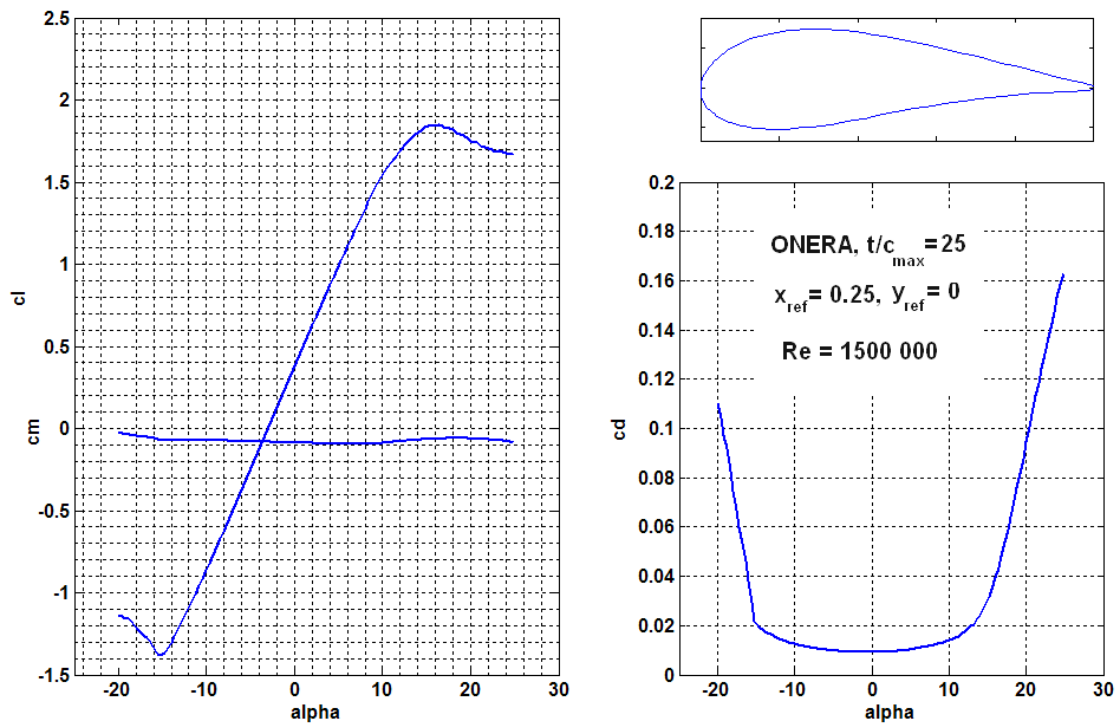
Slika 27 Polara za ONERA 10 aeroprofil



Slika 28 Polara za ONERA 12 aeroprofil



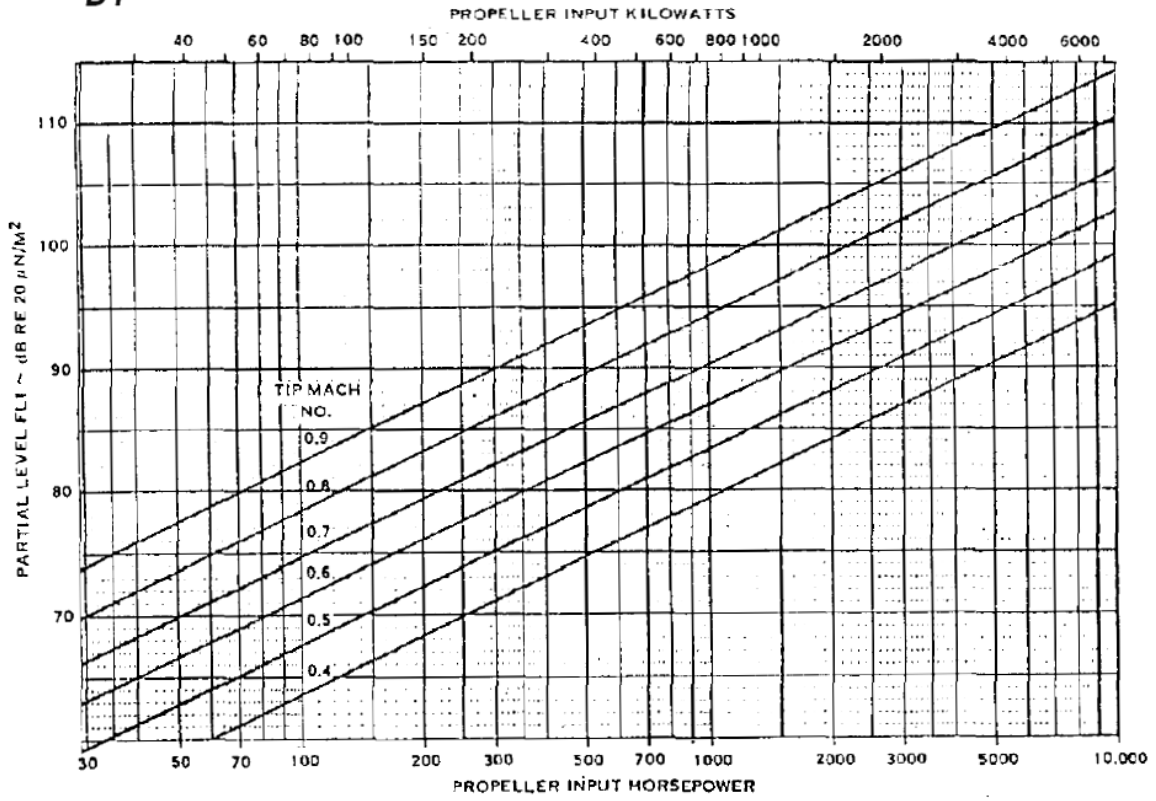
Slika 29 Polara za ONERA 18.5 aeroprofil



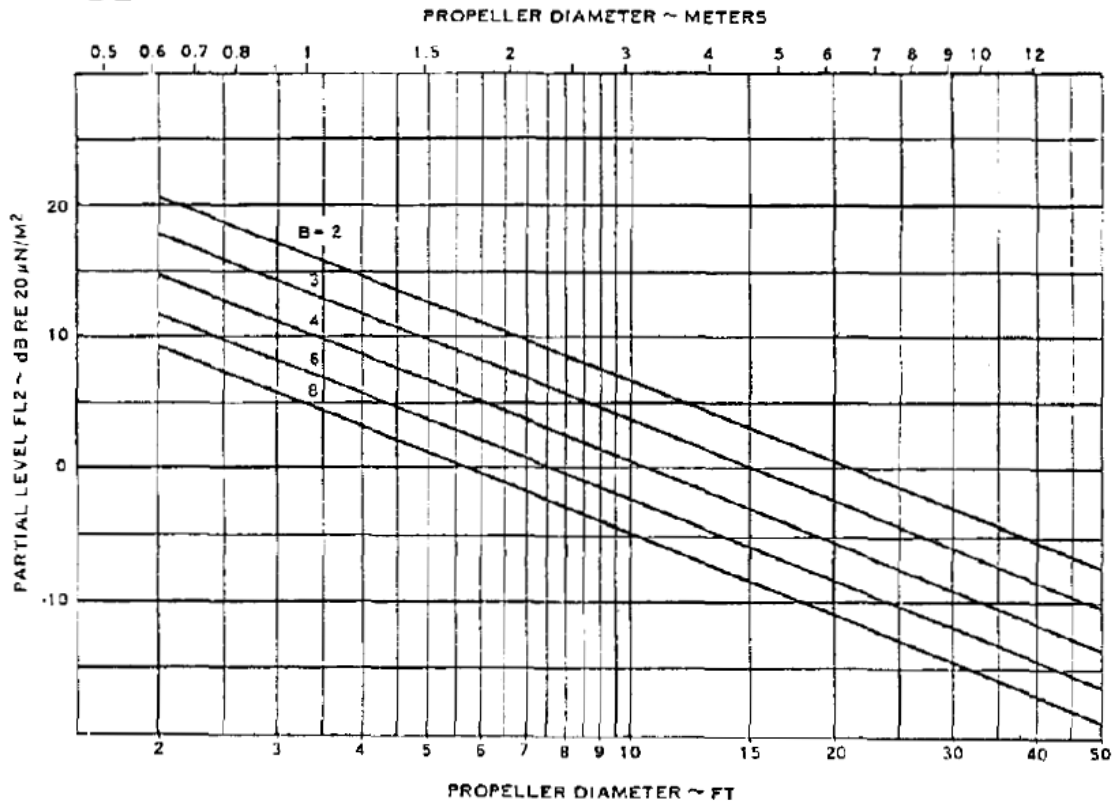
Slika 30 Polara za ONERA 25 aeroprofil

6.2. Dijagrami za procjenu buke

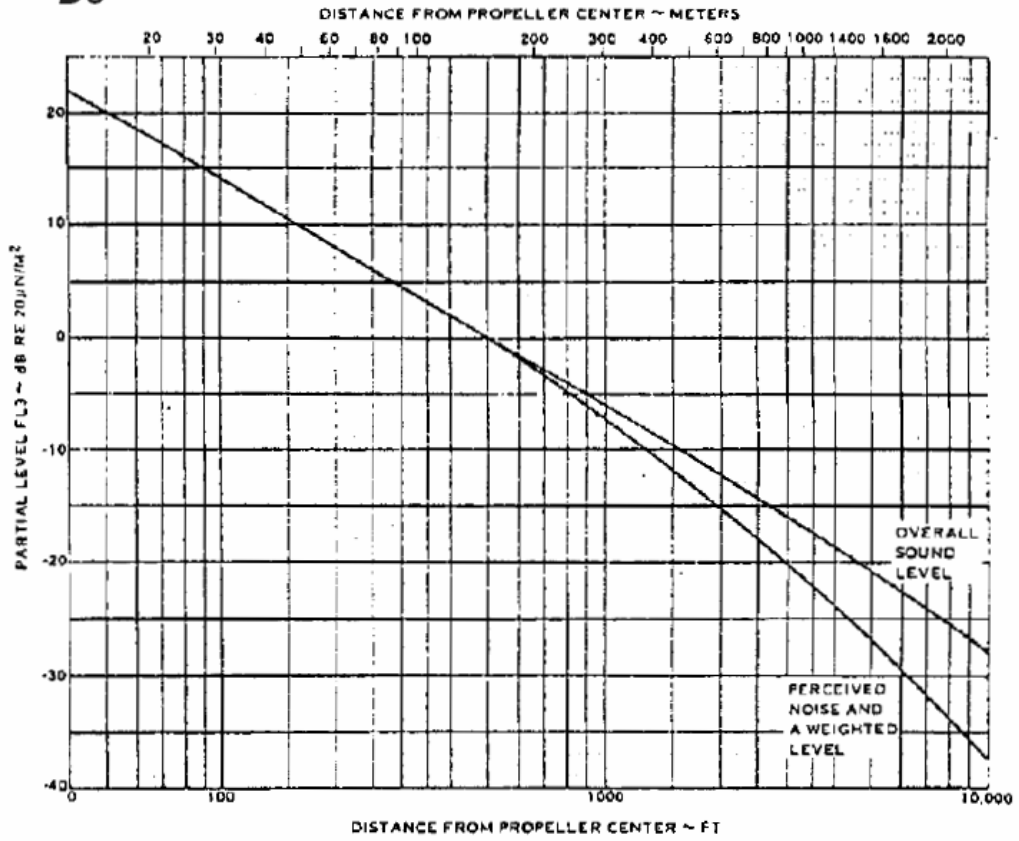
D1



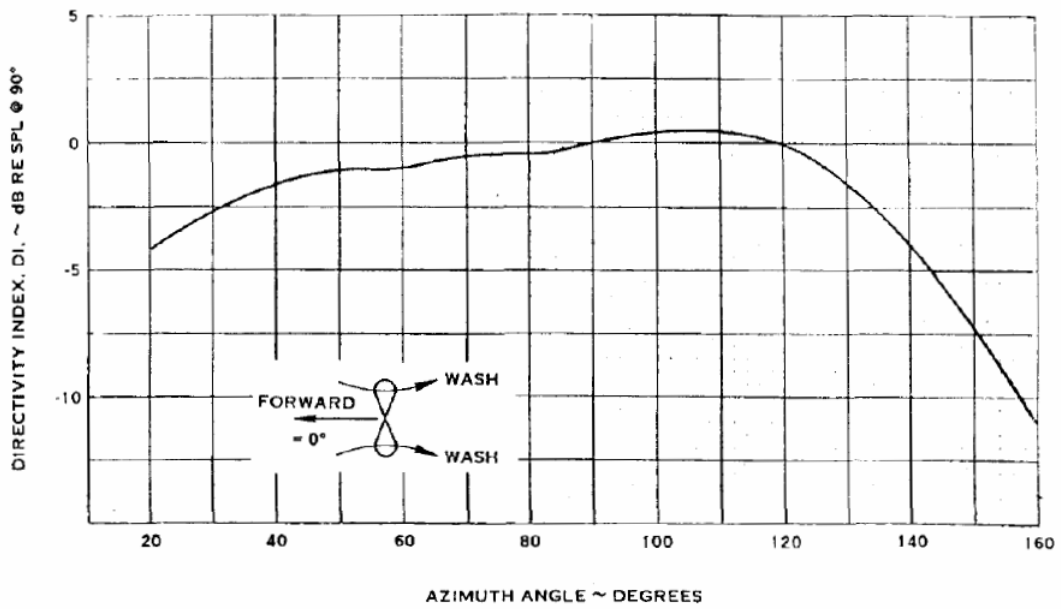
D2



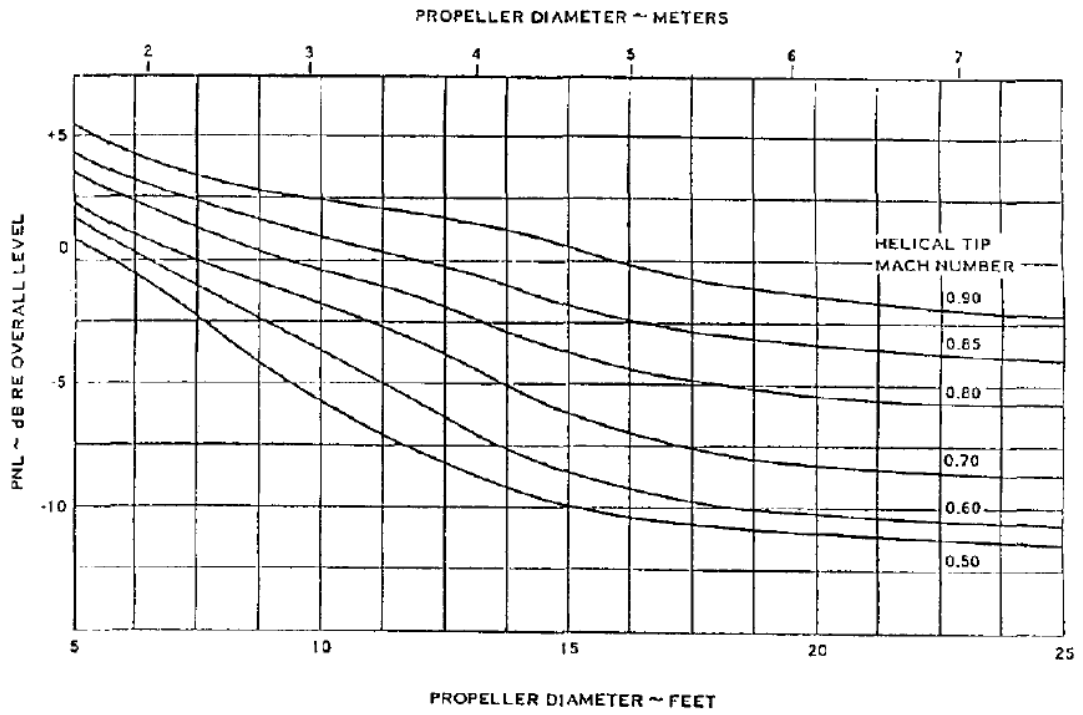
D3



D4



D5 - 2 lopatice

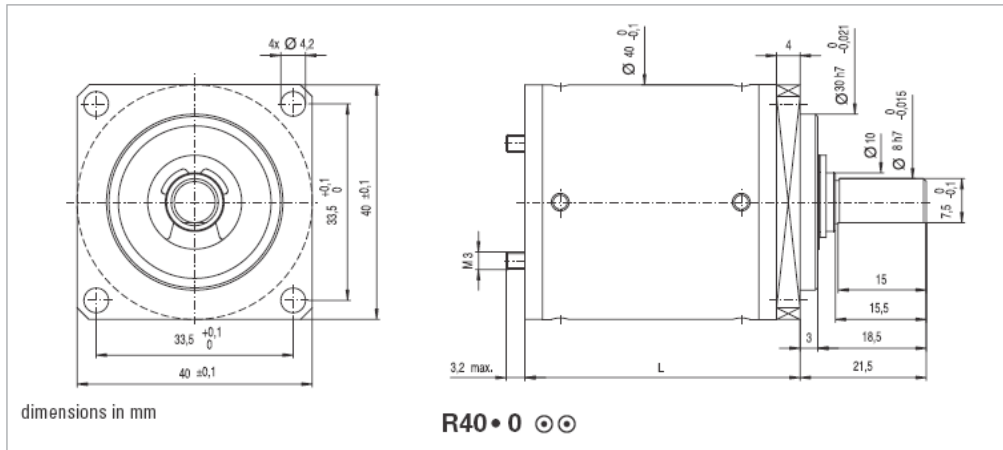


6.3. Prijenosnik i motor

R40

Planetary Gearhead

10 Nm

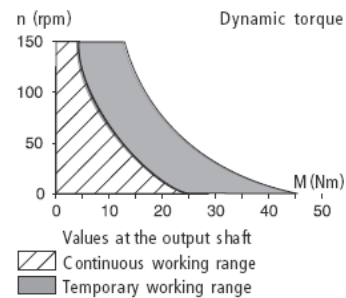


dimensions in mm

R40 • 0 ⊙ ⊙

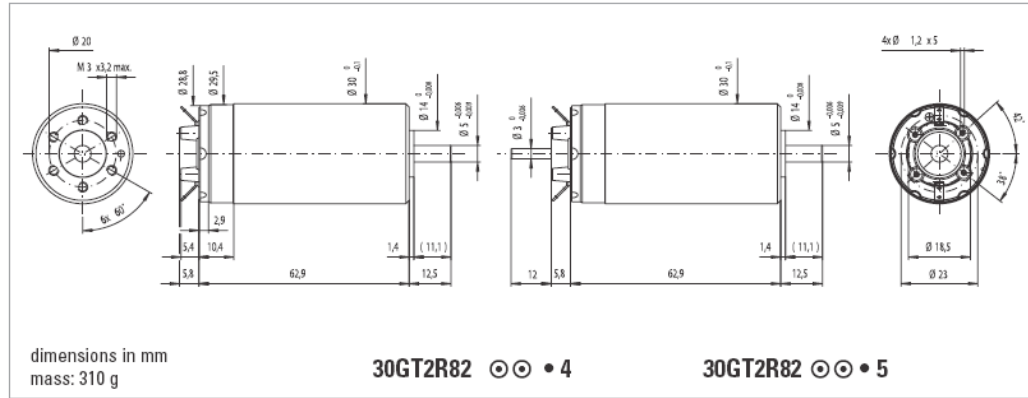
Ratio	⊙ ⊙	3.56	5.6	15.2	24	54.2	85.3	134	193	303	478	753
No. of gear stages	⊙ ⊙	1	1	2	2	3	3	3	4	4	4	4
Direction of Rotation		=	=	=	=	=	=	=	=	=	=	=
Efficiency		0.85	0.85	0.7	0.7	0.6	0.6	0.6	0.5	0.5	0.5	0.5
L (mm)		38.3	38.3	46.8	46.8	55.3	55.3	55.3	63.8	63.8	63.8	63.8
Mass (g)		245	245	285	285	340	340	340	400	400	400	400
Available with motor												
25GT82 • 1 / 2 / 4												
28DT12 • 1/98												
30GT82 • 4 / • 5												
35NT32/82 • 1/50/69												

Characteristics	R40 • 0	
Bearing Type	ball	
Max. static torque	Nm (oz-in)	40 (5700)
Max. radial force at 8 mm from mounting face	N (lb)	600 (135)
Max. axial force	N (lb)	400 (90)
Force for press-fit	N (lb)	600 (135)
Average backlash at no-load	1°	
Average backlash at 0.3 Nm	1.3°	
Radial play	µm	≤10
Axial play	µm	≤10
Max. recom. input speed	rpm	6000
Operating temperature range	°C (°F)	-30...+85 (-22...+185)



Gearhead

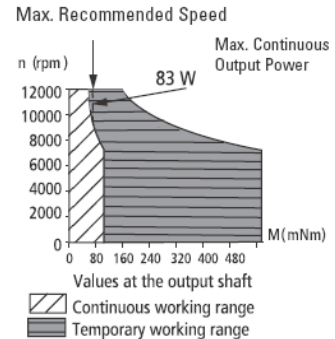
Slika 31 Planetarni prijenosnik, Portescap R40



Winding Type	☉☉	-234P	-234E
Measured Values			
Measuring voltage	V	15	35
No-load speed	rpm	7100	8600
Stall torque	mNm (oz-in)	628 (89)	847 (121)
Average No-load current	mA	180	90
Typical starting voltage	V	--	--
Max. Recommended Values			
Max. continuous current	A	4.5	2.5
Max. continuous torque	mNm (oz-in)	87 (12.3)	93 (13.2)
Max. angular acceleration	10 ³ rad/s ²	133	139
Intrinsic Parameters			
Back-EMF constant	V/1000 rpm	2	4.05
Torque constant	mNm/A (oz-in/A)	20.1 (2.84)	38.7 (5.5)
Terminal resistance	ohm	0.48	1.6
Motor regulation R/k ²	10 ³ /Nms	1.2	1.1
Rotor inductance	mH	0.06	0.24
Rotor inertia	kgm ² 10 ⁻⁷	33	33
Mechanical time constant	ms	3.9	3.5

Executions			
Gearbox	Page	Single Shaft	For E9
		30GT2R82	
R32	243	4	5
R40	248	4	5

- Thermal Resistance: rotor-body 4.5 °C/W, body-ambient 9.0 °C/W
- Thermal time constant - rotor / stator: 40s / 920 s
- Max. rated coil temperature: 155°C
- Recom. ambient temperature range: -30°C to +125°C (-22°F to +257°F)
- Max. axial static force for press-fit: 100 N
- End play: negligible
- Radial play: negligible
- Shaft runout: ≤ 10 µm
- Max. side load at 10 mm from mounting face - ball bearings 35 N
- Motor fitted with ball bearings
- 83 Commutation is recommended for servo applications
- For filter add 'F' to designation before coil
- On request available with HP encoder and brake



Slika 32 Elektro motor, Portescap 30GT2R82 4

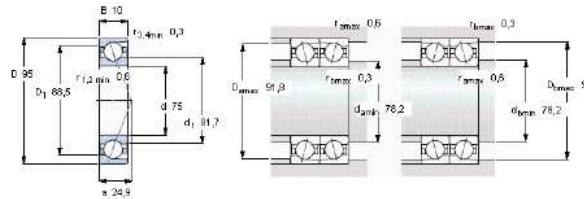
6.4. Ležajevi

Izvadak iz online SKF kataloga

Angular contact ball bearings, high- and super-precision, ACD, contact angle 25°, hybrid, super-precision



Principal dimensions			Basic load ratings		Fatigue load limit P_u	Attainable speeds		Mass	Designations	
d	D	B	dynamic	static		when lubricating with grease	oil-air		SKF	SNFA
mm			kN	kN	kN	r/min		kg	-	
75	95	10	13,3	16	0,68	14000	22000	0,128	-	71815 ACD/HCP4 SEAT5 INS TCE3



Preload when unmounted [N]
back-to-back, face-to-face

Preload class		
A	B	C
120	360	720

Calculation factors

	single, tandem
α	0,68
X_1	1
Y_1	0
X_2	0,41
Y_2	0,87
X_0	0,6
Y_0	0,38

back-to-back, face-to-face

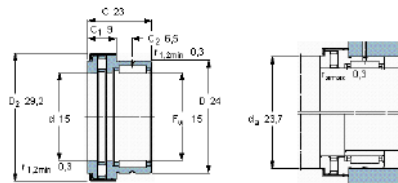
0,68
1
0,92
0,87
1,41
1
0,78

Slika 33 Utorni ležaj, SKF 71815ACD/HCP4

Combined needle roller bearings, needle roller/cylindrical roller thrust bearings, non-separable



Principal dimensions			Basic load ratings				Fatigue load limits		Minimum load factor A	Speed ratings		Mass	Designation
F_w	D	C	radial dynamic	static	axial dynamic	static	radial	axial		Reference speed	Limiting speed		
mm			kN	kN	C	C_0	kN	P_u	-	r/min		kg	-
15	24	23	11,2	14	11,2	27	1,66	2,45	0,00058	4300	8500	0,045	NKXR 15 Z

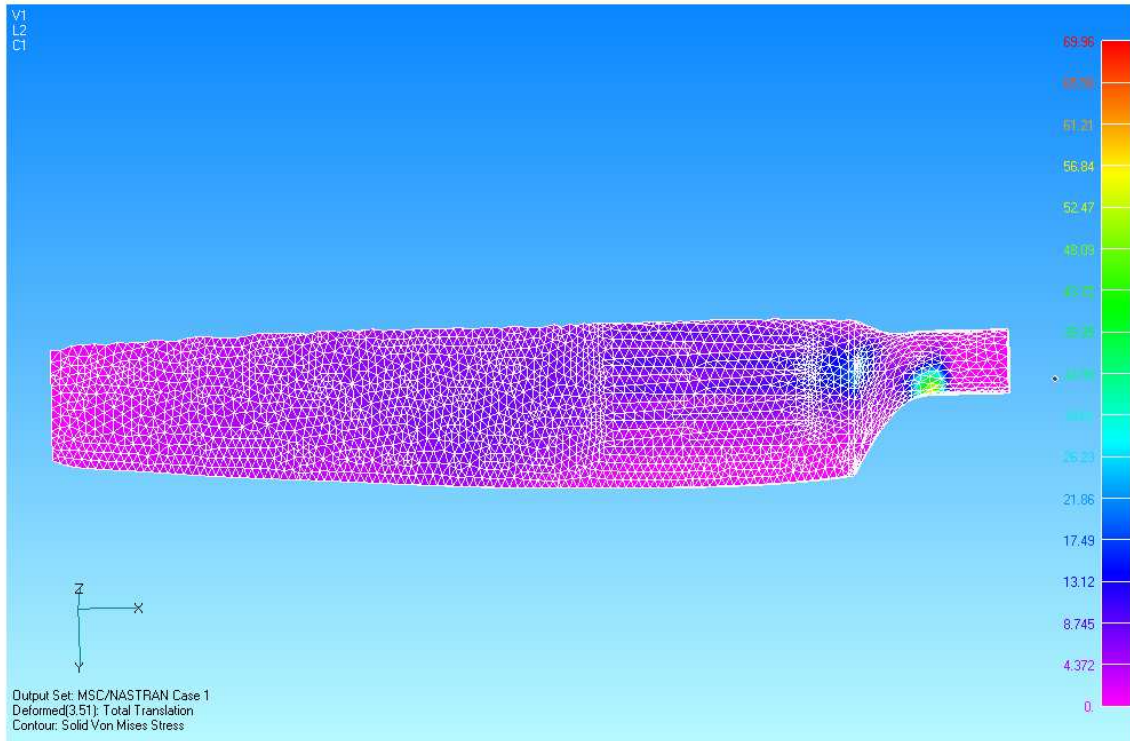


Appropriate inner ring
R 12x15x16

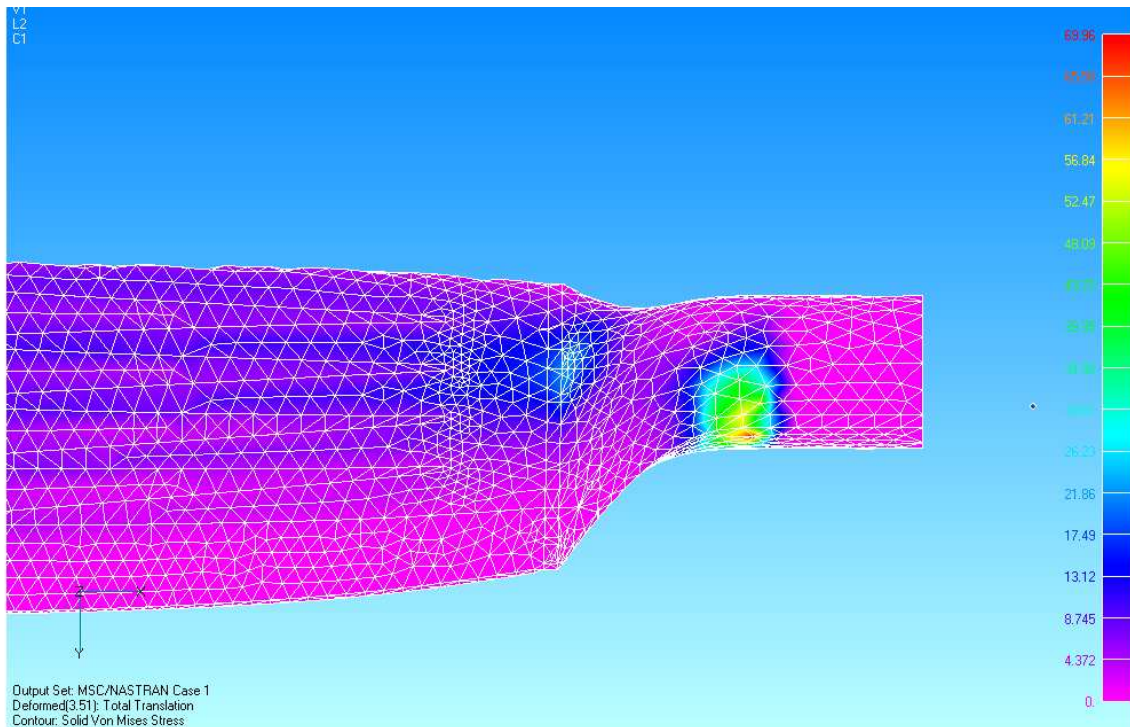
Slika 34 Radijalno - aksijalni ležaj, SKF NKXR 15 Z

6.5. Rezultati analize čvrstoće lopatice

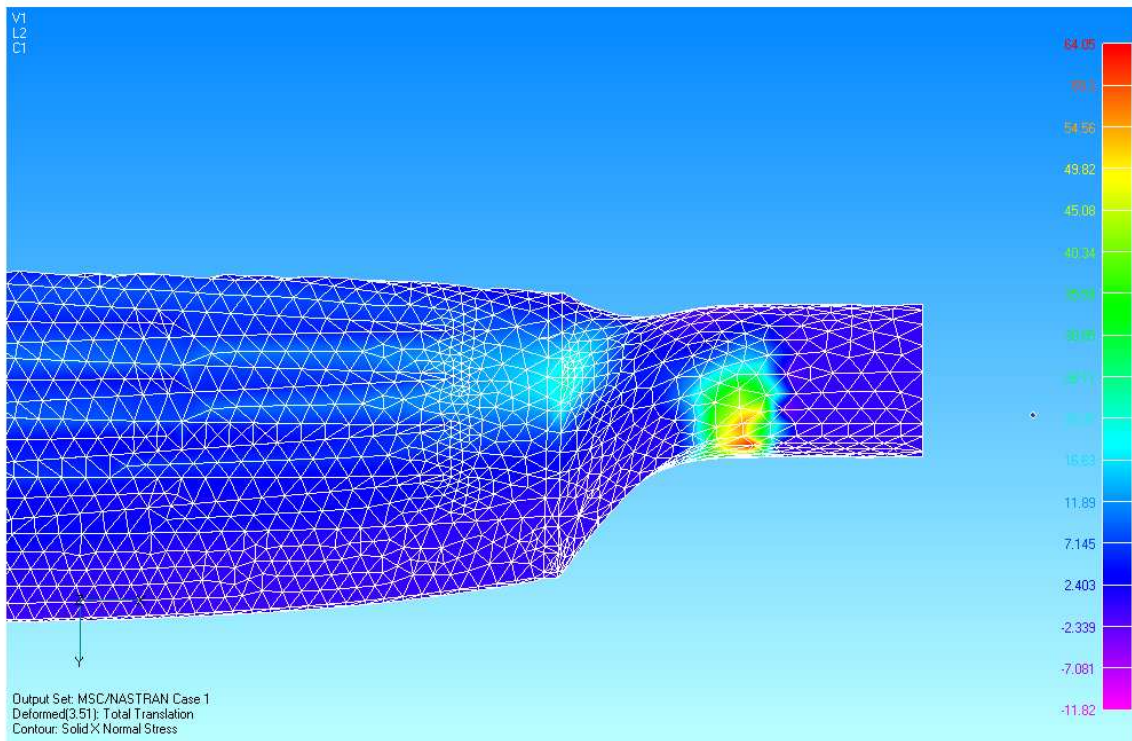
6.5.1. Centrifugalno opterećenje



Slika 35 Naprezanje u slučaju centrifugalnog opterećenja, $\text{Von Mises}_{\max} = 69.96 \text{ MPa}$

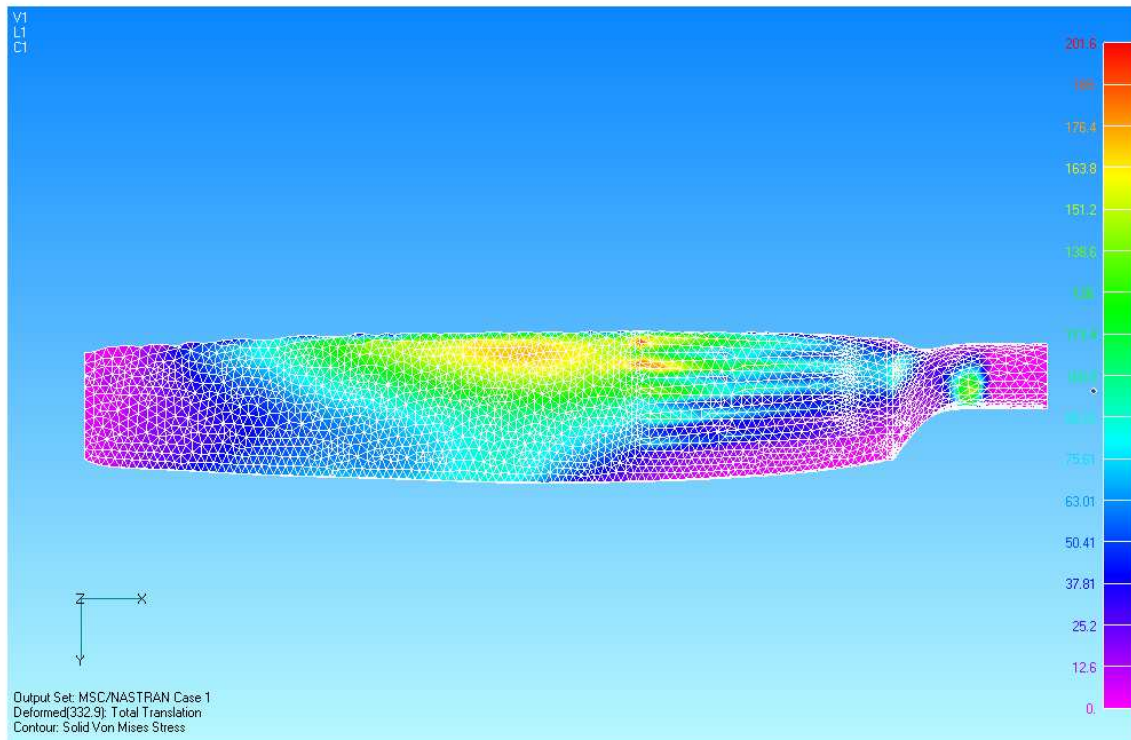


Slika 36 Bliži pogled na korijen lopatice u slučaju centrifugalnog opterećenja

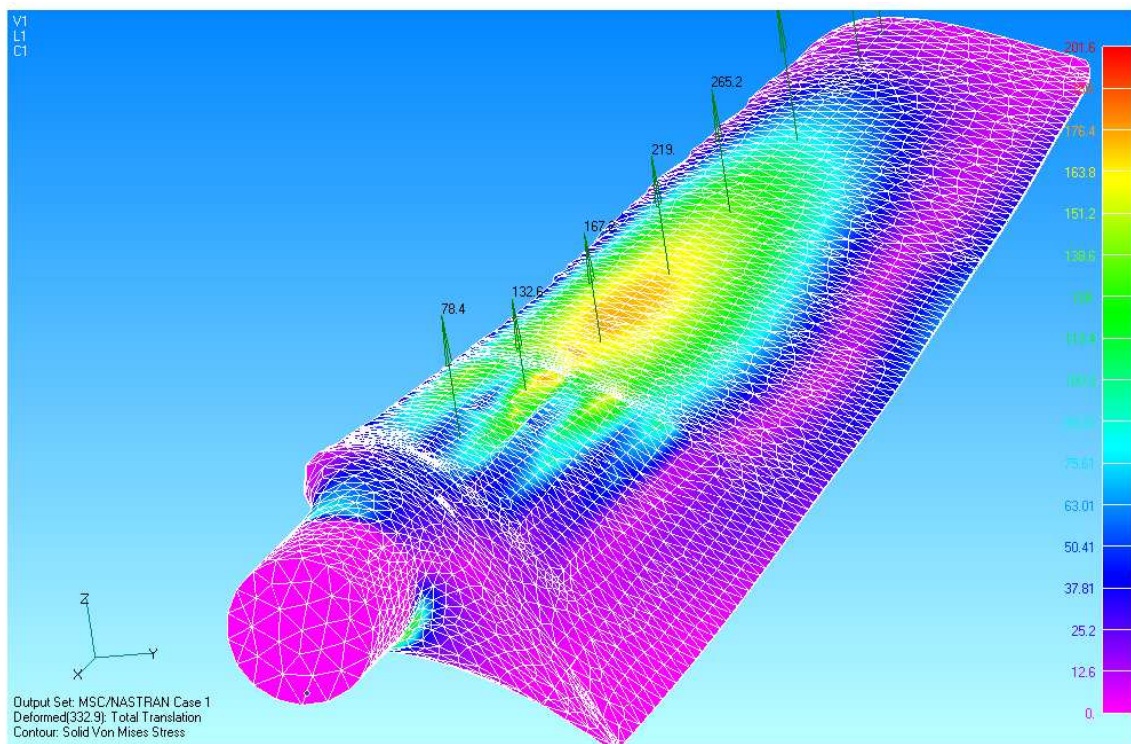


Slika 37 Normalno uzdužno naprežanje za centrifugalno opterećenu lopaticu, $\sigma_{x,\max} = 64.05$ MPa

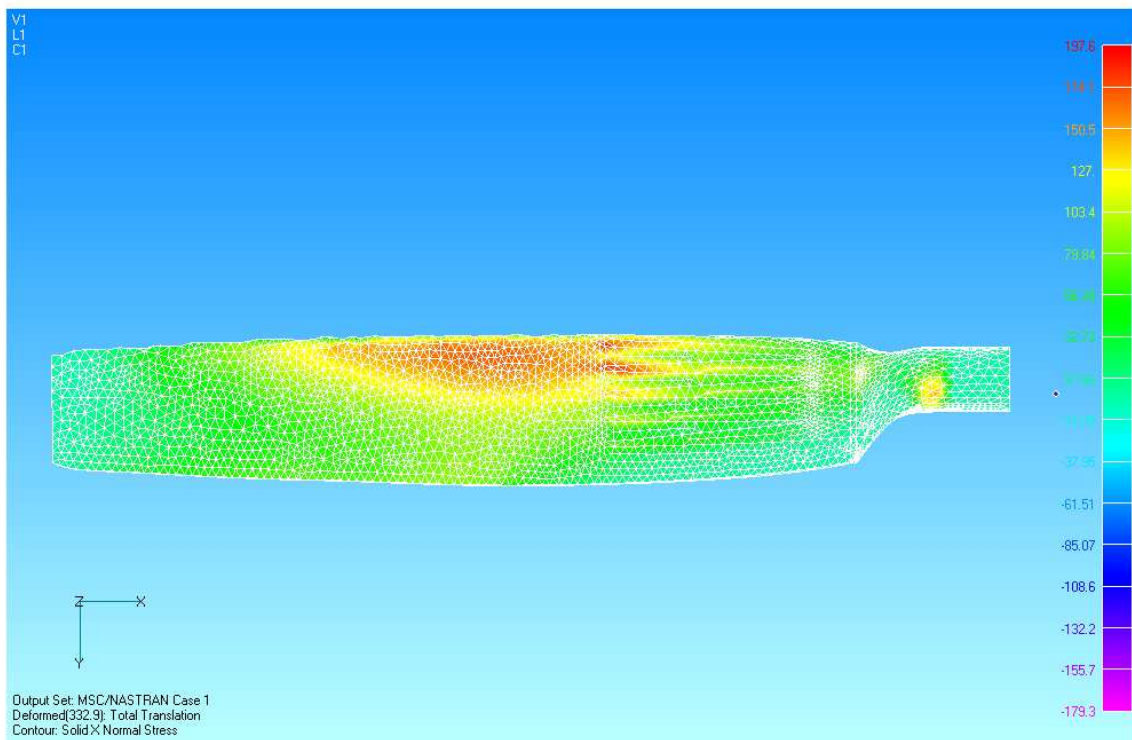
6.5.2. Kombinirano opterećenje



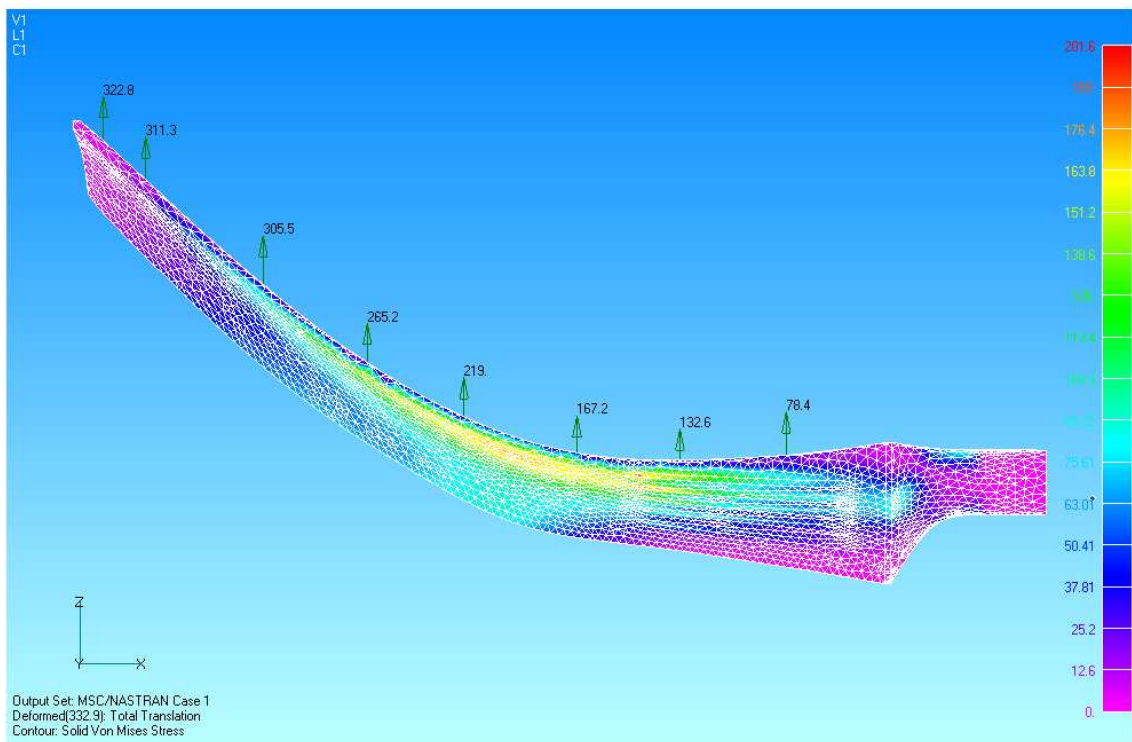
Slika 38 Odziv na kombinirano opterećenje, Von Mises_{max}= 201,2 MPa



Slika 39 Bliži pogled na kombinirano opterećnu lopaticu, Von Mises



Slika 40 Normalno uzdužno naprezanje u slučaju kombiniranog naprezanja, $\sigma_{x,max} = 197,6$ MPa



Slika 41 Deformirana lopatica usljed kombiniranog opterećenja, $T_{tot} = 332,9$ mm