



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

LETECKÝ ÚSTAV

INSTITUTE OF AEROSPACE ENGINEERING

OPTIMALIZACE KLAPEK PRO LETOUNY SKYLEADER

FLAP OPTIMIZATION FOR SKYLEADER AIRCRAFT

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Jan Kácal

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Tomáš Koutník

BRNO 2017

Zadání diplomové práce

Ústav: Letecký ústav
Student: **Bc. Jan Kácal**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Stavba letadel
Vedoucí práce: **Ing. Tomáš Koutník**
Akademický rok: 2016/17

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Optimalizace klapek pro letouny SKYLEADER

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Jeden z nejdůležitějších aspektů ultralehkých letounů je jejich nízká pádová rychlost. Používané výkonné vztlakové klapky typu Fowler jsou drahé, složité na výrobu a údržbu. Pro ekonomické typy letounů je jednoduchost a cenová stránka prioritní. Zařazení druhého typu vztlakové mechanizace do konfigurační nabídky letounů bude přínosné jak pro stranu zákazníka tak pro výrobce. V neposlední řadě je důležitá redukce hmotnosti, kterou by zmíněná úprava měla přinést.

Cíle diplomové práce:

Stručný přehled používaných vztlakových klapek u plechových UL dolnoplošníků, rozbor současně používané vztlakové mechanizace u letounů SKYLEADER.

Návrh, výběr typu a optimalizace profilu nové klapky s ohledem na současnou konstrukci křídla, která by se měla měnit pouze minimálně. Letoun musí splňovat požadavky na pádovou rychlost s ohledem na požadavky stavebního předpisu UL-2, respektive předpisu ASTM 2245 pro kategorii LSA (600 kg), optimalizace pomocí CFD výpočtů.

Výpočet zatížení nové klapky a kompletní pevnostní návrh včetně CAD modelů s respektováním používaných materiálů a technologií firmy JA.

Návrh metodiky zkoušek nové klapky. Jak pevnostních tak posléze letových.

Seznam literatury:

UL 2 - I. část. Požadavky letové způsobilosti SLZ. Ultralehké letouny řízené aerodynamicky. LAA, Praha, 2002.

DANĚK V.: Mechanika letu I. Cerm, Brno, 2009.

ROSKAM J.: Aircraft Design - Part VI: Preliminary Calculation of Aerodynamic, Thrust and Power Characteristics. Roskam Aviation and Engineering Corporation, 1989.

MIKULA J.: Konstrukce a projektování letadel II. ČVUT, Praha, 2005.

NIU M. C. Y., (1998): Airframe Structural Design. Conmilit Press Ltd., Hong Kong.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2016/17

V Brně, dne

L. S.

doc. Ing. Jaroslav Juračka, Ph.D.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

Abstrakt

Tato diplomová práce se zabývá optimalizací klapky pro ultralehký letoun Skyleader JA 600, který vyrábí firma Jihlavan airplanes s.r.o. V počáteční části práce jsou popsány jednotlivé typy klapek, využívané u ultralehkých letounů. Rovněž byl proveden popis samotného řešeného letadla Skyleader, přičemž kromě základních charakteristik je pozornost věnována hlavně jeho křídlu a klapce. Práce pokračuje podrobnou kalibrační úlohou CFD metody, která se věnuje hlavně srovnání základních turbulentních modelů. Optimalizační úloha řešená v rámci této diplomové práce zahrnuje CFD výpočty pro zjištění aerodynamických vlastností vztlakové klapky dodané firmou Jihlavan a následným nalezením její optimální polohy. Důležitou součástí práce je také výpočet zatížení a pevnostní kontrola vztlakové klapky v nalezené optimální poloze. V závěru jsou popsány jak pevnostní, tak i letové zkoušky vztlakové klapky v nové poloze.

Klíčová slova

CFD, ansys fluent, štěrbínová vztlaková klapka, JA 600, profil LS – 413, pevnostní kontrola klapky

Abstract

This diploma thesis focuses on optimization of the flap for the ultralight aircraft Skyleader JA 600, which is produced by the Jihlavan s.r.o. company. Individual types of flaps used in ultralight aircrafts are described in the initial phase of the thesis. In addition, description of the plane of interest Skyleader has been conducted, while along with the basic characteristics the focus is mainly on its wing and flap. The thesis continues with detailed CFD method calibration task, which is mostly focused on the basic turbulent models comparison. The optimization task conducted within this diploma thesis includes CFD calculations to determine aerodynamic characteristics of the flap provided by Jihlavan company, and subsequent determination of its optimal position. An important part of this thesis is also evaluation of the load and strength of the flap in previously determined optimal position. At the end, the strength and fly tests of the flap in the new position are described.

Keywords

CFD, ANSYS Fluent, slotted flap, JA 600, LS – 413 aerofoil, flap strength evaluation

Bibliografická citace

KÁCAL, J. *Optimalizace klapek pro letouny SKYLEADER*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2017. 82 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Tomáš Koutník.

Čestné prohlášení

Tímto prohlašuji, že předkládanou diplomovou práci jsem vypracoval samostatně, s využitím uvedené literatury a podkladů, na základě konzultací a pod vedením vedoucího diplomové práce.

V Brně dne 26. 05. 2017

.....

Podpis

Poděkování

Hlavní a největší dík patří vedoucímu této diplomové práce Ing. Tomáši Koutníkovi za cenné rady a trpělivost při vzájemné spolupráci. Za korektury a stylistické připomínky chci poděkovat babičce Mgr. Jiřině Kácalové a mému nejvíc nejlepšímu kamarádovi Ing. Petru Bednárovi. V neposlední řadě děkuji své nejbližší rodině za přátelské prostředí a shovívavé jednání v krušných chvílích.

Obsah

1	Úvod	11
2	Druhy klapek ultralehkých letounů	13
2.1	Jednoduchá klapka	13
2.2	Odklápěcí klapka	13
2.3	Štěrbinová klapka	14
2.4	Fowlerova klapka.....	14
3	Popis letadla.....	17
3.1	Zakladní informace	17
3.2	Křídlo	19
3.3	Klapky JA 600	20
4	Kalibrační úloha	21
4.1	Geometrie.....	21
4.2	Výpočetní síť	21
4.3	Nastavení řešiče	23
4.3.1	Vstupní hodnoty	24
4.3.2	Turbulentní modely	25
4.4	Výpočet.....	26
4.5	Srovnání výsledků.....	27
5	Optimalizace klapky	33
5.1	Výpočet cílových parametrů klapky	33
5.2	Klapka navržená zadavatelem.....	35
5.2.1	Geometrie klapky	36
5.2.2	Výpočetní síť	36
5.2.3	Nastavení řešiče a výpočet	37
	Nastavení řešiče a výpočet	37
5.2.4	Výsledky.....	37
5.3	Optimalizace polohy	37
5.3.1	Výpočetní síť	39
5.3.2	Výpočet.....	39
5.3.3	Vyhodnocení výsledků optimalizace.....	39
5.3.4	Volba polohy	40
5.3.5	Porovnání původní a nové polohy klapky	41
6	Pevnostní výpočet.....	43

6.1	Popis konstrukce.....	43
6.2	Výpočet zatížení	44
6.2.1	Výpočet setrvačné síly	44
6.2.2	Výpočet vzdušné síly	45
6.2.3	Celková síla působící na klapku.....	45
6.2.4	Výpočet liniového zatížení.....	46
6.2.5	Poloha síly po rozpětí.....	47
6.2.6	Reakce v závěsech	47
6.2.7	Zatížení posouvající silou	47
6.2.8	Zatížení ohybovým momentem	48
6.2.9	Zatížení od vrtulového proudu.....	49
6.3	Pevnostní kontrola klapky	50
6.3.1	Kontrola pásnice nosníku.....	51
6.3.2	Kontrola stojiny nosníku.....	53
6.3.3	Kontrola nýtů nosníku.....	55
6.3.4	Kontrola závěsů.....	56
7	Návrh zkoušek.....	69
7.1	Pevnostní zkoušky.....	69
7.1.1	Uspořádání zkoušky	69
7.1.2	Zatěžování.....	69
7.1.3	Vyhodnocení zkoušky.....	69
7.2	Letové zkoušky.....	69
8	Závěr	71

1 Úvod

Ultralehké letouny charakteristické svojí malou vzletovou hmotností a jednoduchou konstrukcí jsou velice populární u amatérských a poloprofesionálních pilotů. Vytváří rozumnou hranici mezi cenovou dostupností a praktičností. V dnešní době existuje mnoho firem produkujících ultralehké letouny, mezi které patří i firma Jihlavan Airplanes s.r.o. s letounem JA 600.

Nejvíce leteckých katastrof vzniká při přistání a vzletu letounů. Proto je snaha leteckých konstruktérů snížit tato rizika stálým vylepšováním leteckých konstrukcí. Jedním z možných způsobů je snížení rychlosti vzletu a hlavně přistání pomocí vysokovztlakových mechanizací. V moderní době počítačů se k vývoji stále více používají tzv. CFD (Computational Fluid Dynamics) metody, kterými inženýři z celého světa relativně jednoduše simulují proudění kapalin. Tyto metody snižují náklady na vývoj s přijatelnou přesností výsledků výpočtů. A právě tato metoda je využita v této práci k ověření aerodynamických vlastností letounu.

Hlavním cílem této práce je zjednodušit a odlehčit vztlakovou klapku ultralehkého letounu Skyleader JA 600, přičemž je brána v potaz současná konstrukce křídla. Optimalizační proces klapky je proveden pomocí CFD výpočtů s ohledem na použité materiály a technologii výroby.

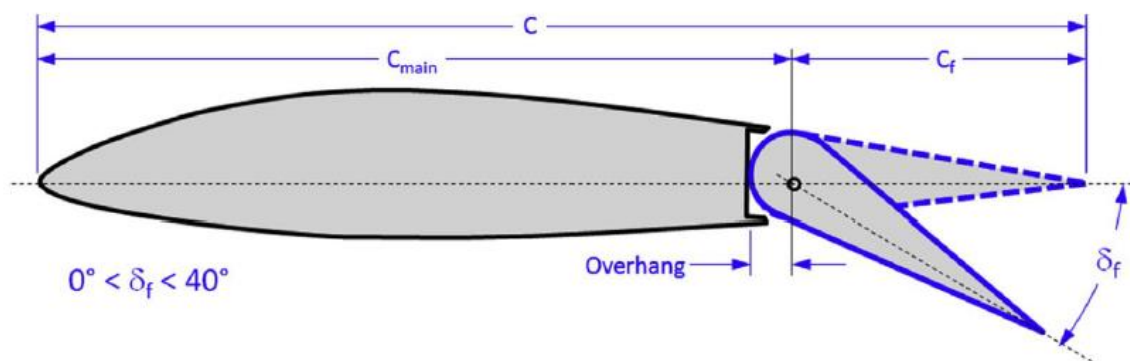
2 Druhy klapek ultralehkých letounů

Vztlakové klapky slouží na letounu ke zvyšování součinitele vztlaku křídla, což umožňuje snížení rychlosti letu. Na ultralehkých letounech se používají základní čtyři druhy vztlakových klapek na odtokové hraně. Jsou seřazeny podle své konstrukční složitosti.

2.1 Jednoduchá klapka

Historicky první a konstrukčně nejjednodušší vztlaková klapka byla používána již v první světové válce (např. letoun Breguet 14). Přední část klapky je připevněna k zadní části profilu křídla pomocí čepů. Při výchylkách klapky větších jak 20° dochází k odtržení mezní vrstvy na horní straně profilu, a proto se v dnešní době využívá převážně u letounů s malým plošným zatížením. Její největší výhodou je schopnost vychýlení nahoru, čímž umožní letounu letět rychleji na stejném úhlu náběhu. [9] [10] [11] [21]

Příklad letounu s jednoduchou klapkou: Dova DV-1 Skylark.

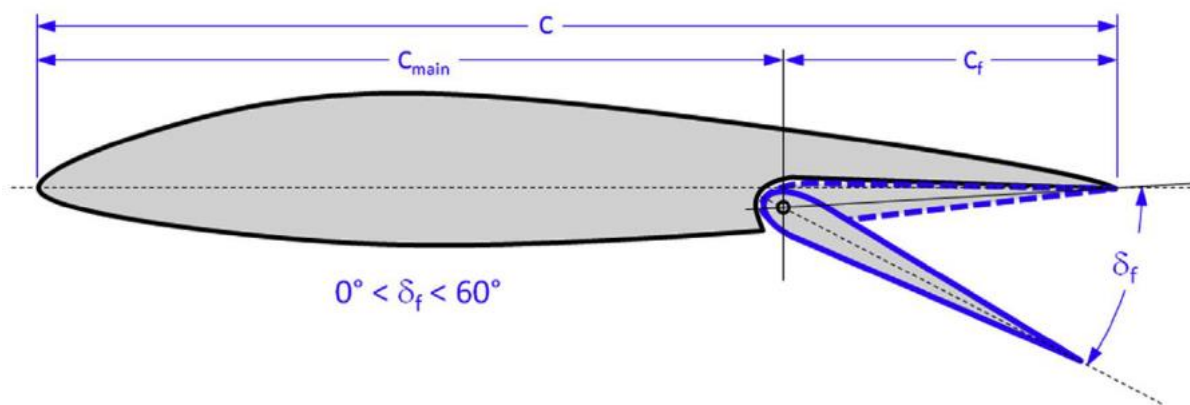


Obr. 1 Schéma jednoduché klapky [21]

2.2 Odklápěcí klapka

Byla navržena již v roce 1920 (Orville Wright a James M. H. Jacobs). Spodní část profilu křídla se odklopí, zatímco vrchní část zůstává na místě. Stacionární část horního profilu zabraňuje předčasnému odtržení proudu. V oblasti mezi pevnou částí křídla a vysunutou klapkou vzniká podtlak, který nasává proud z vrchní strany potahu křídla. Při větších výchylkách tento druh klapky generuje velké množství odporu a malý přírůstek vztlaku. Z tohoto důvodu se tato klapka příliš nevyužívá. Je možno ji využít jako aerodynamickou brzdu. [9] [10] [11] [21]

Příklad letounu s odklápěcí klapkou: Alarus CH2000.

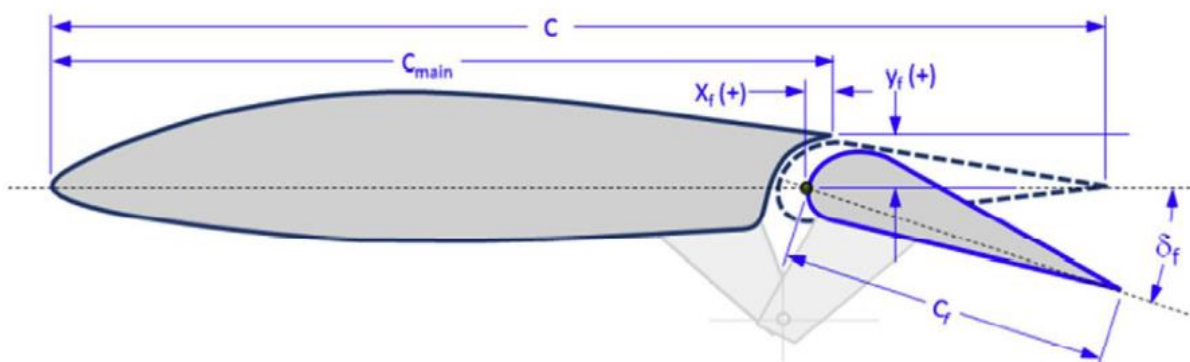


Obr. 2 Schéma odklápěcí klapky [21]

2.3 Štěrbínová klapka

Štěrbínová klapka je nejpoužívanější druh vysokovztlakových systémů u ultralehkých letadel. Mezi její hlavní klady patří velký přírůstek součinitele vztlaku při zachování téměř neměnného odporu a relativně malé hmotnosti a složitosti konstrukce. Konstrukce klapky je navržena tak, že při jejím vysunutí vzniká mezera mezi křídlem a klapkou, která přivádí vysokotlaký vzduch zpod křídla na vrchní stranu klapky. Tím se urychluje proudění na vrchní straně klapky a k odtržení aerodynamického proudu dochází na vyšších úhlech náběhu. [9] [10] [11] [21]

Příklady letounů se štěrbinovou klapkou: ATEC 321 Faeta NG, Shark.

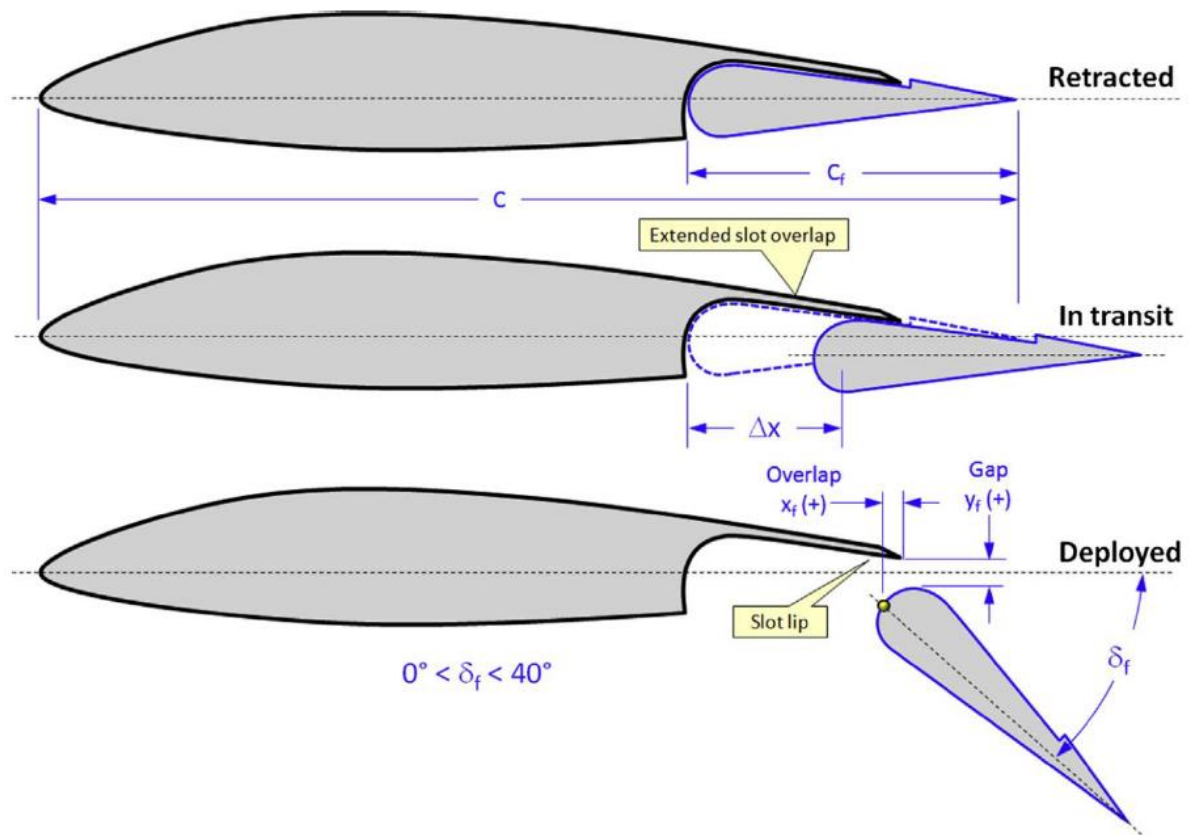


Obr. 3 Schéma štěrbinové klapky [21]

2.4 Fowlerova klapka

Klapky Fowlerova typu dosahují nejvyšších součinitelů vztlaku s velmi malým přírůstkem odporu. Funguje na principu předchozího druhu s tím rozdílem, že se nejdříve vysune za křídlo a až poté se vyklopí. Tím nejen zakříví profil křídla, ale i zvýší jeho účinnou plochu. Tento druh klapky je velmi rozšířen u dopravních letounů. U letadel ultralehkých se vyskytuje zřídka kvůli složitosti konstrukce vyklopění. Malá stavební výška klapky je další z konstrukčních problémů, neboť je potřeba použít masivních pásnic nosníku, aby klapka vydržela zatížení. [9] [10] [11] [21]

Příklad letoun s Fowlerovou klapkou: Skylander JA 600.



Obr. 4 Schéma Fowlerovy klapky [21]

3 Popis letadla

3.1 Základní informace

Skyleader JA 600 je celokovový dvousedadlový dolnoplošník. Vyrábí se ve verzích se zatahovatelným podvozkem nebo s pevným podvozkem s aerodynamickými kryty kol. Je určen hlavně pro rekreační létání a výcvik nových pilotů. Hlavními přednostmi jsou nízké náklady na údržbu a vynikající letové vlastnosti. Letoun je vyráběn ve dvou základních verzích podle místa prodeje: [2]

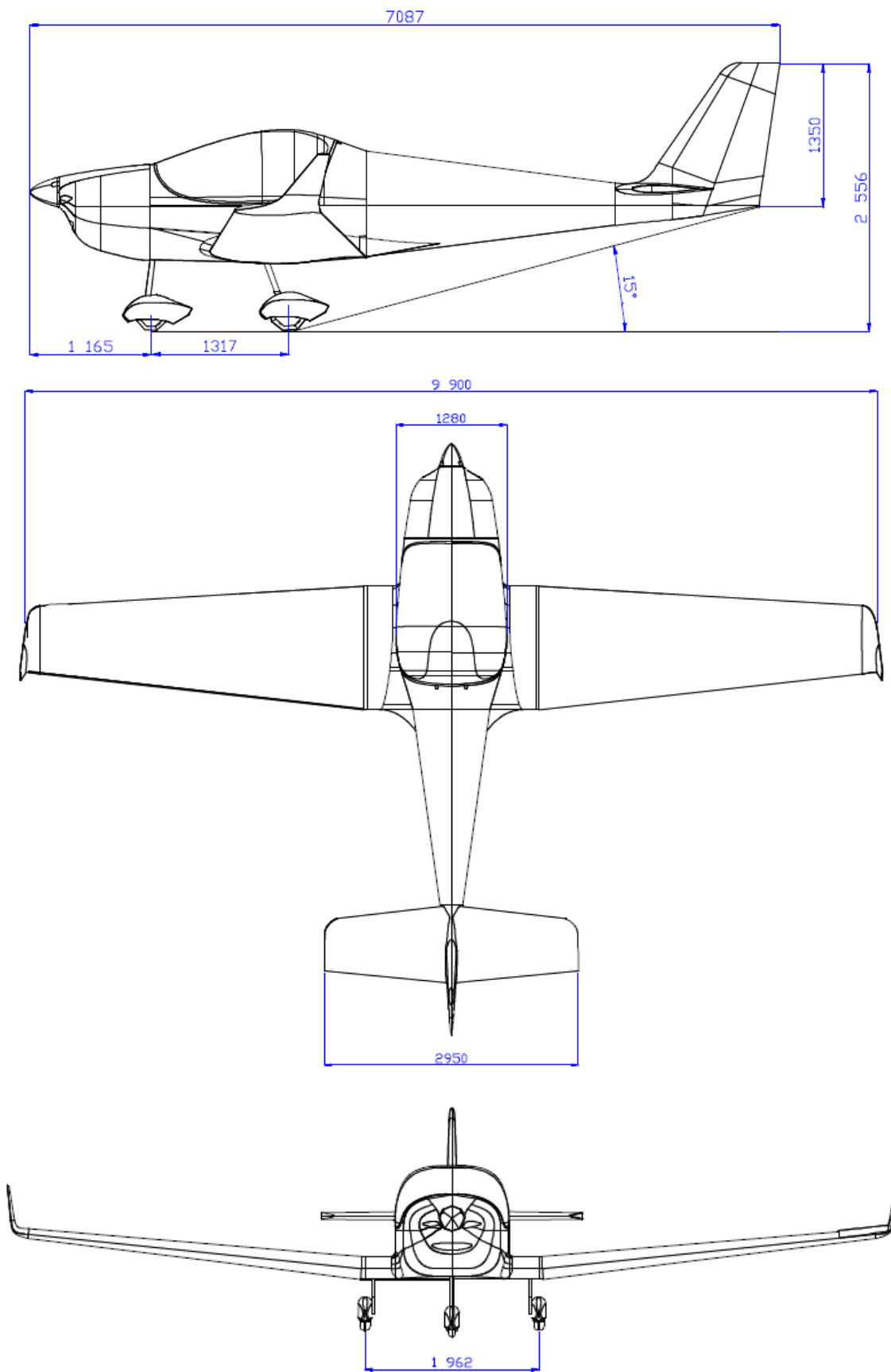
- Pro americký trh podle předpisu FAA LSA (do 600 kg)
- Pro český trh podle předpisu LAA UL-2 (do 472,5 kg)



Obr. 5 Skyleader JA 600 [2]

Základní parametry letounu [2]:

Rozpětí	9,9 m
Délka	7,1 m
Výška	2,46 m
Maximální vzletová hmotnost	472,5/600 kg
Maximální nepřekročitelná rychlost (V_{NE})	265 km/h
Cestovní rychlost (V_C)	220 km/h



Obr. 6 Muška letounu [1]

3.2 Křídlo

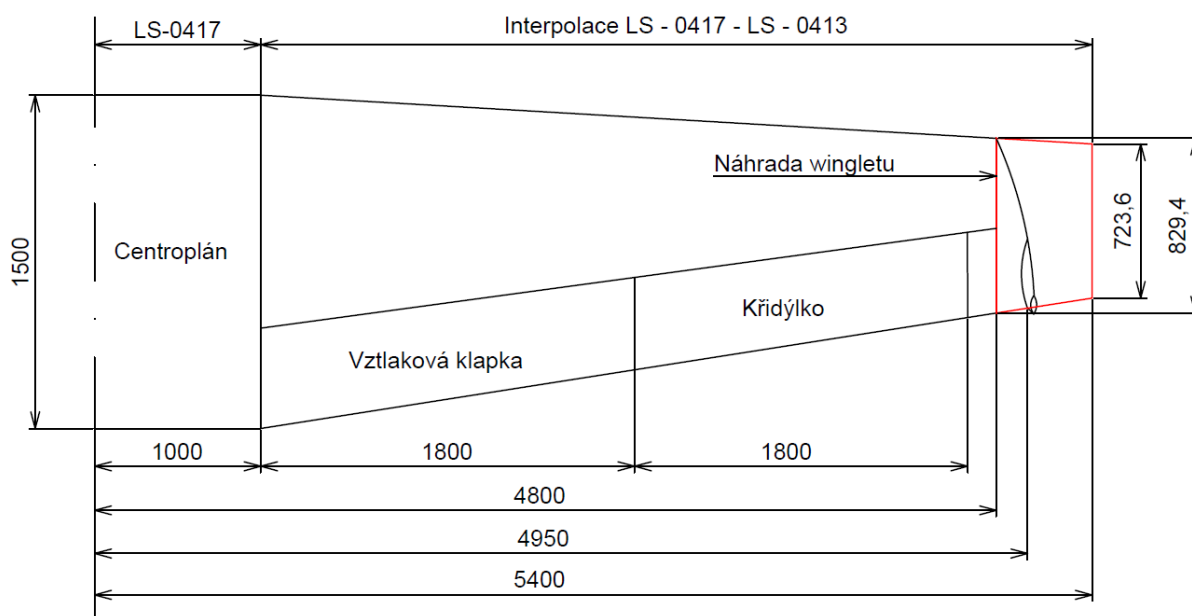
Letoun disponuje lichoběžníkovým křídlem, které geometricky vychází ze staršího modelu letounu KP-2U Sova (JA 200 Rapid) a je doplněno o koncové winglety. Tvar centroplánu je obdélníkový s profilem LS – 0417, který v lichoběžníkové části křídla postupně přechází v koncový profil LS – 0413. Winglet s profilem Eppler 205 navazuje přechodovým obloukem na koncový profil. [1]

Parametry křídla [1]:

Plocha křídla	$S = 11,85 \text{ m}^2$
Rozpětí celkové	$b = 9,90 \text{ m}$
Rozpětí efektivní	$b_{\text{ef}} = 9,60 \text{ m}$
Štíhlost křídla	$Ar = 7,78$
Úhel zkroucení koncového profilu	$\alpha_{\text{zkr}} = -1^\circ$
Úhel vzepětí vnějšího křídla	$\Gamma_{\text{kr}} = 6^\circ$
Úhel šípu vnějšího křídla (k 25%)	$\chi_{\text{kr}} = 0,8^\circ$
Hloubka centroplánu	$c_0 = 1,5 \text{ m}$
Hloubka koncového profilu (vztažné křídlo)	$c_k = 0,8294 \text{ m}$
Hloubka střední geometrické tětiny křídla	$c_{\text{SGT}} = 1,234 \text{ m}$
Hloubka střední aerodynamické tětiny křídla	$c_{\text{SAT}} = 1,2736 \text{ m}$

Rozměry náhradního křídla, které je použito pro aerodynamické výpočty a slouží jako náhrada wingletu [1]:

Plocha náhradního křídla	$S_{\text{nk}} = 12,76 \text{ m}^2$
Rozpětí náhradního křídla	$b_{\text{nk}} = 10,80 \text{ m}$
Štíhlost náhradního křídla	$Ar_{\text{nk}} = 9,14$
Hloubka koncového profilu náhradního křídla	$c_k = 0,7236 \text{ m}$

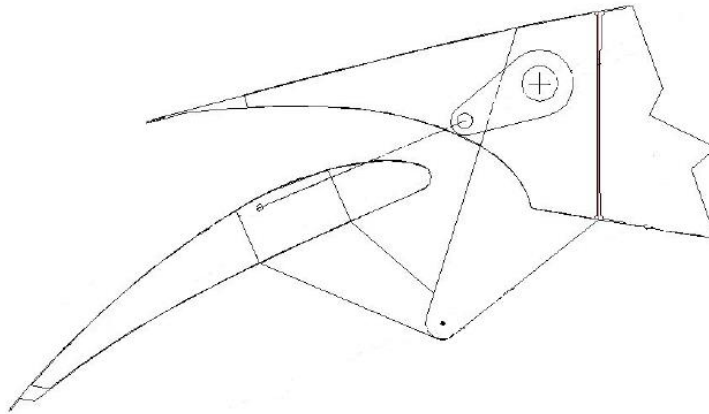


Obr. 7 Schéma křídla

3.3 Klapky JA 600

Aktuálně letadlo JA 600 rapid používá vztlakovou klapku Fowlerova typu. Fowlerova klapka je příliš složitá, a paradoxně i příliš efektivní. Přesáhla limit pádové rychlosti o 4 km/h ($v_s=61$ km/h). Proto bylo cílem této práce nahradit současný typ jednodušším a lehčím řešením za předpokladu splnění pádových rychlostí daných předpisy UL-2 a ASTM 2245.

Inženýři z firmy Jihlavan navrhli úpravu stávající klapky tak, že vytvořili novou verzi klapky (Obr. 8). Geometrie klapky zůstala nezměněna. Transformací prošel pouze vyklápěcí mechanismus, který je založen na jednoduchém pákovém principu šterbinových klapek. Tento hybridní návrh byl sestaven a ověřen letovými zkouškami. Bylo zjištěno, že klapka zdaleka nedosahuje pádových vlastností daných předpisy. Podle Ing. Filipa Suka klapka sloužila spíše jako aerodynamická brzda. Z toho důvodu byla vytvořena třetí verze vztlakové klapky, kde byla kompletně změněna i geometrie. Jedná se tedy o šterbinovou klapku s mnohem větší stavební výškou. Náplní této práce je ověřit jak její aerodynamické, tak i pevnostní vlastnosti.



Obr. 8 Schéma první verze úpravy vztlakové klapky [7]

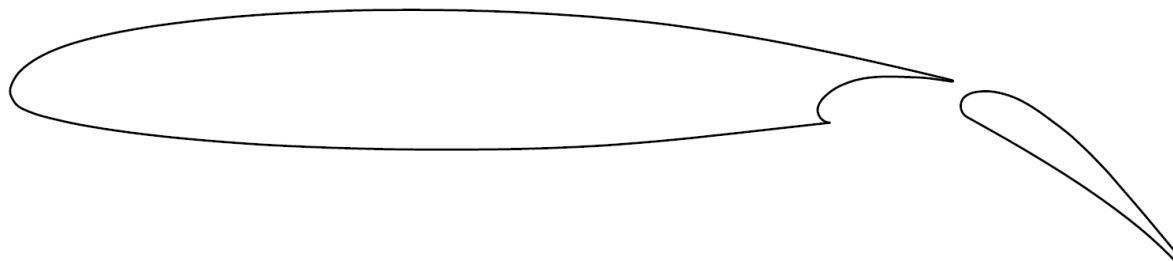
4 Kalibrační úloha

Pro řešení daného problému je využita CFD metoda časového středování (RANS – Reynolds Averaged Navier-Stokes), která se v praxi osvědčila jako nejekonomičtější přístup pro řešení složitého turbulentního proudění. Její největší nevýhodou je skutečnost, že nelze zaručit správnost numerických operací. Jedním z možných řešení ověření a zpřesnění výpočtu je tzv. kalibrační úloha. Pro kalibrační úlohu je snaha najít model s experimentálně získanými výsledky, který se nejlépe podobá řešenému problému. [13]

V případě této práce se hledala tunelová měření šterbinové klapky s profilem křídla LS-0417, která se nejlépe blíží reálnému profilu křídla v místě klapky. Z důvodu absence měřených dat pro tento druh vztlakové mechanizace se přistoupilo k řešení úlohy pomocí dat naměřených na profilu LS-0413.

4.1 Geometrie

Souřadnice profilu byly odečteny z reportu LS – 0413 [3] a pomocí maker byly importovány do programu CATIA, kde se vykreslil profil křídla. Souřadnice klapky musely být z technických důvodů importovány ručně, což mohlo způsobit změny v geometrii a odchylky v dalších výpočtech. Klapka byla otočena o 35° podle bodu zadaného reportem a posunuta do polohy měřené v tunelu [3].



Obr. 9 Profil s vysunutou klapkou na 35°

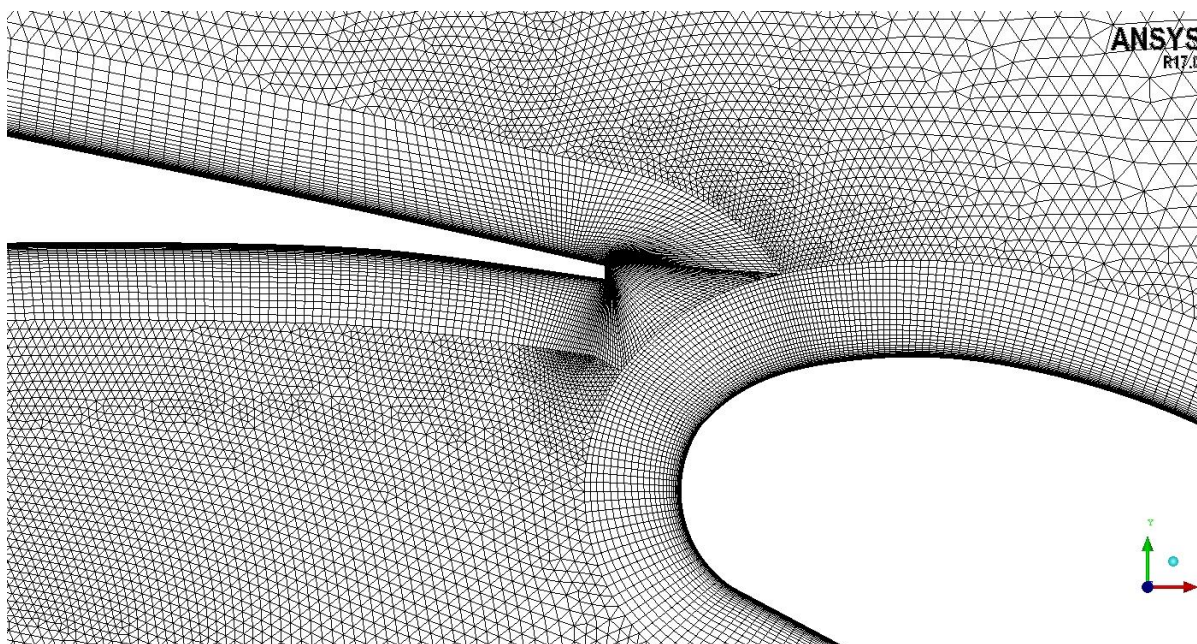
4.2 Výpočetní síť

Tvorba výpočetní sítě je pravděpodobně nejdůležitější aspekt celého výpočtu. Proto je důležité této operaci věnovat více času a pozornosti. Rozlišují se 3 základní typy sítí: strukturovaná, nestrukturovaná a hybridní (kombinace předchozích dvou typů). Z diplomového projektu Ing. Dvořáka [14] je zřejmé, že nejpřesnější výsledky k této problematice podává síť hybridní. Autor dále udává, že větší hybridní sítě jsou velice náročné na výpočetní čas. S možným přístupem na výpočetní server leteckého ústavu Chronos se tento problém eliminuje. Proto se zbylými dvěma typy tento diplomový projekt nezabývá.

Síť byla vytvořena v programu ANSYS ICEM 17.0 podle instruktážního videa dodaného leteckým ústavem. Geometrie profilu s klapkou byla importována z programu CATIA, kde byl soubor uložen s příponou *.igs*.

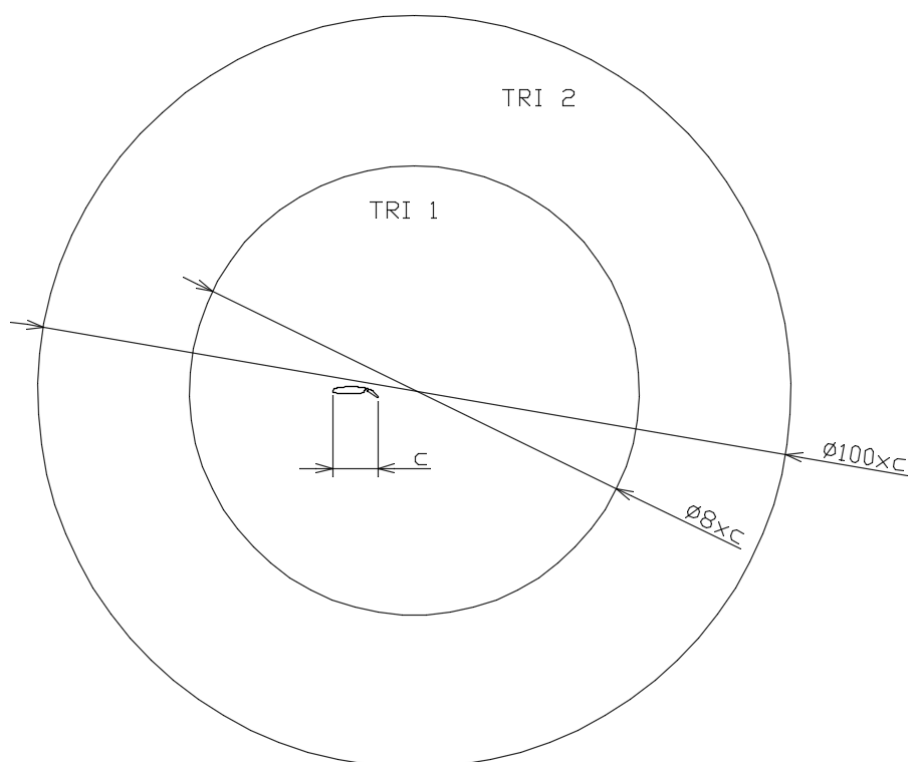
Vzhledem k velmi krátké vzdálenosti mezi profilem a klapkou je tvořena prismatická vrstva pouze jedním blokem strukturované sítě, která se dělá kvůli lepšímu zmapování mezní vrstvy. Bloky strukturovaných sítí se v ICEMu tvoří funkcí *block*. Výška první prismatické vrstvy byla určena na 0,007 mm pro hodnotu $y^+=1$. Y^+ je bezrozměrná hodnota vzdálenosti od stěny (profilu) obtékání, která popisuje rozlišení sítě v blízkosti stěny (profilu). [24]

Kvůli lepšímu rozprostření a lepší tvorbě sítě byly vytvořeny dvě kruhové plochy, do kterých se generovala nestrukturovaná síť (Obr. 11). V případě jen jedné oblasti nestrukturované sítě bylo nutno nastavit příliš malé velikosti maximálního elementu a vytvořené sítě byly příliš velké, nebo síť tvořila nechtěné hrubé přechody. Později se ukázalo, že je výhodnější vytvořit úplnou geometrii v softwaru CATIA a v ICEMu pouze vygenerovat síť. Pokud byla geometrie tvořena a modifikována v ICEMu, program nedokázal generovat síť správně.



Obr. 10 Přechod prismatické vrstvy z profilu na klapku

Vnitřní kruhová plocha (TRI 1) má za úkol vytvořit plynulý přechod mezi prismatickou vrstvou a hrubší nestrukturovanou sítí (TRI 2).



Obr. 11 Schéma rozložení výpočetní sítě

Tab. 1 Základní parametry sítě

Prismy		
Výška první vrstvy	0,007 mm	
Počet vrstev	35	
Počet buněk	54 506	
Zóna sítě	TRI 1	TRI 2
Maximální velikosti buňky	100	2500
Počet buněk	171 620	18 286
Počet buněk celkem	244 412	

Tab. 2 Počty buněk na jednotlivých přechodech sítě

Druh přechodu	Profil	Prismy do TRI 1	TRI 1 do TRI 2	Okraj TRI 2
Počet buněk	1454	1567	314	126

4.3 Nastavení řešiče

Výpočet byl proveden programem ANSYS FLUENT 14.5 na již zmíněném clusteru Chronos. Do programu vstupuje řada hodnot, které musely být před spuštěním výpočtu získány.

4.3.1 Vstupní hodnoty

Snahou kontrolního výpočtu je nastavit identické podmínky s experimentálním případem, aby bylo dosaženo relevance získaných výsledků ke srovnání s tunelovým měřením. Ze zprávy z měření profilu LS – 0413 byly zjištěny základní vstupní hodnoty (hloubka křídla, Reynoldsovo číslo a Machovo číslo). Hodnoty jsou uvedeny v Tab. 3. Zbylé parametry musely být nalezeny z externích zdrojů a dopočítány.

Tab. 3 Hodnoty pro výpočet vstupních parametrů

Hloubka profilu – c [m]	0,61
Reynoldsovo číslo – Re [-]	$2,2 \cdot 10^6$
Machovo číslo – M [-]	0,13
Rychlost zvuku – a [$m \cdot s^{-1}$]	340,29
Dynamická viskozita – η [$kg \cdot s \cdot m^{-2}$]	$1,79 \cdot 10^{-5}$
Teplota – T [K]	288,15
Plynová konstanta – r [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$]	287,05

Rovnice pro rychlost nabíhajícího proudu:

$$v = M \cdot a = 0,13 \cdot 340,29 = 44,2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (4.1)$$

Výpočet hustoty vzduchu v tunelu:

$$\rho = \frac{Re \cdot \eta}{v \cdot c} = \frac{2,2 \cdot 10^6 \cdot 1,79 \cdot 10^{-5}}{44,2 \cdot 0,61} = 1,459 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \quad (4.2)$$

Výpočet statického tlaku vzduchu v tunelu:

$$p = \rho \cdot r \cdot T = 1,459 \cdot 287,05 \cdot 288,15 = 120665 \text{ Pa} \quad (4.3)$$

Řešič byl nastaven jako *Density Based Steady 2D Planar*. Materiál okolí byl zvolen ideální plyn. *Boundary conditons* jsou uvedeny v Tab. 4. Výpočet proběhl pro dvě hodnoty turbulence, které byly zvoleny na základě zkušeností s výpočty vedoucího práce. Tlak z rovnice (4.3) byl dosazen do sekce *Operating Conditions*. V tabulce *Reference Values* se nastavila plocha a délka na 0,61.

Tab. 4 Boundary conditions

Gauge pressure [MPa]	0
Machovo číslo [-]	0,13
Teplota [K]	288,15
Metoda turbulence	Intensity and length scale
Intenzita turbulence [%]	0,2/0,1
Turbulent length scale [m]	0,02/0,01

4.3.2 Turbulentní modely

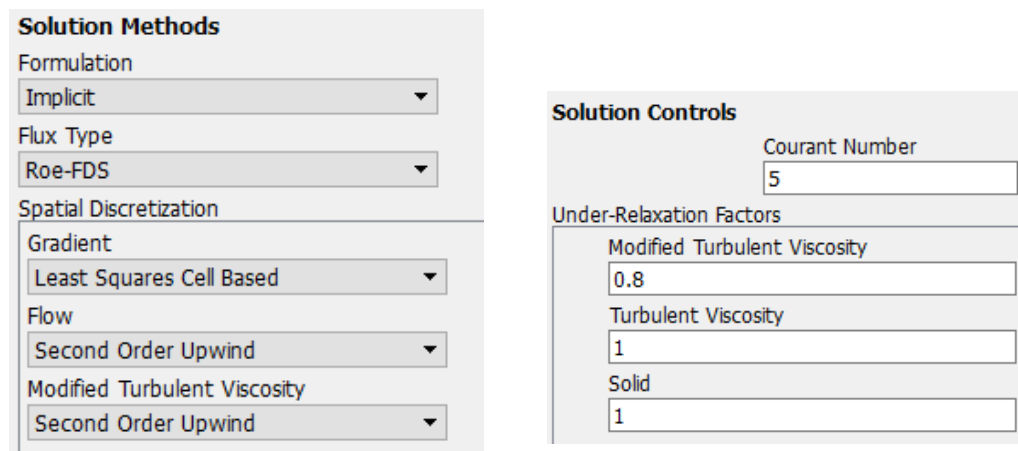
Tento diplomový projekt se snaží srovnat základní 4 typy turbulentních modelů. Tyto modely zjednodušují chování turbulence přidáním různých dalších transportních rovnic. Seřazení podle počtu rovnic: [13]

- **Spalart Allmaras** (dále jen S-A) – 1 rovnice
- **k- ϵ Realizable** - 2 rovnice
- **k- ω SST** (shear-stress transport) - 2 rovnice
- **Transition k-kl- ω** – 3 rovnice

Model S-A

Model S-A přidává jednu transportní rovnici pro modelovanou kinematickou turbulentní viskozitu. Byl speciálně navržen pro letecké aplikace zahrnující proudění kolem profilů (2D). Ukázalo se, že poskytuje dobré výsledky pro mezní vrstvy vystavené nepříznivým tlakovým gradientům. Efektivních výsledků dosahuje při nízkých Reynoldsových číslech a je náročný na kvalitu sítě v mezní vrstvě. [12]

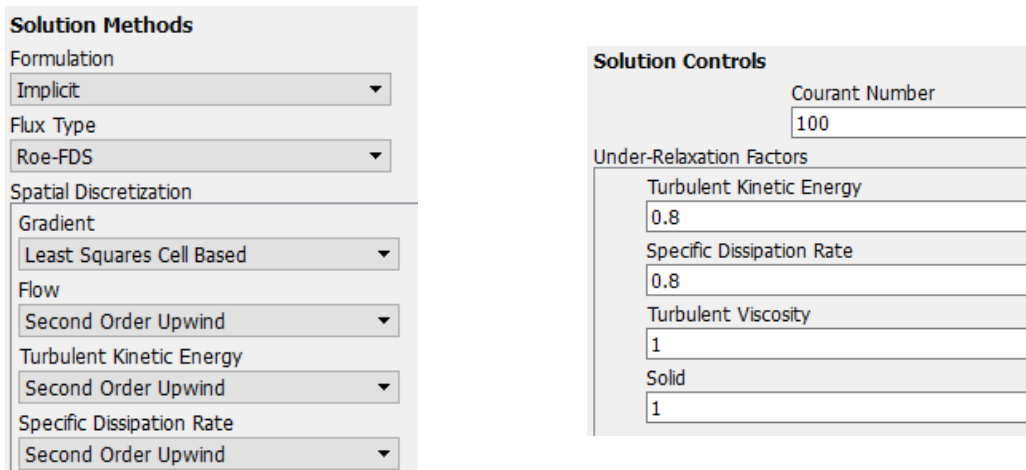
Byla zvolena diskretizace *Second Order Upwind* (Obr. 12), která se jevila jako nejlepší řešení mezi stabilitou a přesností výpočtu.



Obr. 12 Nastavení modelu S-A

Model k- ω SST

Model k- ω SST řeší další dvě transportní rovnice pro kinetickou energii turbulence (k) a specifickou disipaci energie (ω). Model byl navržen tak, aby zkombinoval robustnost a přesnost modelu k- ω v oblasti mezní vrstvy s modelem k- ϵ , který lépe definuje chování volného proudění. [12] [13]



Obr. 13 Nastavení modelu $k-\omega$

Model $k-\varepsilon$ Realizable

Model řeší dvě samostatné transportní rovnice – turbulentní kinetická energie (k) a míra rozptylu turbulentní kinetické energie (ε). Je využíván převážně k simulaci průmyslových toků a přenosů tepla. Model využívá empirické hodnoty. [12]

Nastavení modelu $k-\varepsilon$ Realizable je téměř identické jako pro model $k-\omega$ SST (Obr. 13) s tím rozdílem, že místo *Specific Dissipation Rate* se nastavuje *Turbulent Dissipation Rate*.

Model $k-kl-\omega$ Transition

Model Transition $k-kl-\omega$ přidává další tři transportní rovnice: pro turbulentní kinetickou energii (k_T), laminární kinetickou energii (k_L) a inverzní turbulentní časové měřítko (ω). Tento model lze použít k predikci chování mezní vrstvy a k účinnému řešení přechodu z laminárního na turbulentní proudění v této vrstvě. [12]

Nastavení modelu $k-kl-\omega$ je stejné jako u modelu $k-\omega$ SST (Obr. 13) s výjimkou přidání laminární kinetické energie z rovnice (4.4), kde I_t je intenzita turbulence. Příklad pro intenzitu 0,2%:

$$E_{kl} = \frac{1}{2} \cdot (v \cdot I_t)^2 = \frac{1}{2} \cdot (40,2 \cdot 0,002)^2 = 0,00391 \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-2} \quad (4.4)$$

4.4 Výpočet

Výpočet začal na nulovém úhlu náběhu, kde prvních pár tisíc iterací bylo provedeno na diskretizaci *First Order Upwind* z důvodu lepší numerické stability a rychlejší konvergence. Poté, co výpočet zkonvergoval, byla diskretizace nastavena na *Second Order Upwind*, na které proběhl výpočet pro všechny zbylé úhly náběhu. Rozpětí Courantových čísel je v rozmezí 5–150 na nejvyšších úhlech náběhu, kdy výpočet měl tendence oscilovat.

Pro snížení výpočetních časů byly výpočty spuštěny paralelně pro kladný a záporný úhel náběhu. Z toho vyplývá, že probíhalo osm výpočtů zároveň a na každý výpočet spadaly 3 procesory (2 nody=24 procesorů). Výpočet byl zautomatizován tzv. *journal soubory* (Příloha 1), který po zkonvergování uložil výsledky a přeprnul úhel náběhu. Skript končí v tu chvíli, kdy je dopočítán poslední nastavený úhel náběhu.

Nejstabilnější průběh měl, i podle očekávání, model S-A, u kterého bylo možno použít velkých skoků s Courantovým číslem, z čehož vyplývá rychlá konvergence. Překvapivě druhý v pořadí se umístil model k-kl- ω . Nejhorší průběh vykazovaly zbylé dva modely, které měly tendenci divergovat na vyšších úhlech náběhu. Bylo nutno jejich konvergenci řídit ručně opatrným zvyšováním Courantova čísla.

4.5 Srovnání výsledků

Tab. 5 a Tab. 6 obsahují hodnoty z grafů tunelového měření, které slouží k ověření správnosti kalibrační úlohy. Z důvodu špatné čitelnosti grafů reportu není zaručena správnost odečtených údajů.

Tab. 5 Hodnoty pro vztlakovou čáru – Report [3]

α	C_L
-8	1,1
-4	1,5
0	1,9
4	2,3
8	2,72
10	2,94
11	3,04
12	3,2
13	3,35
14,5	2,34

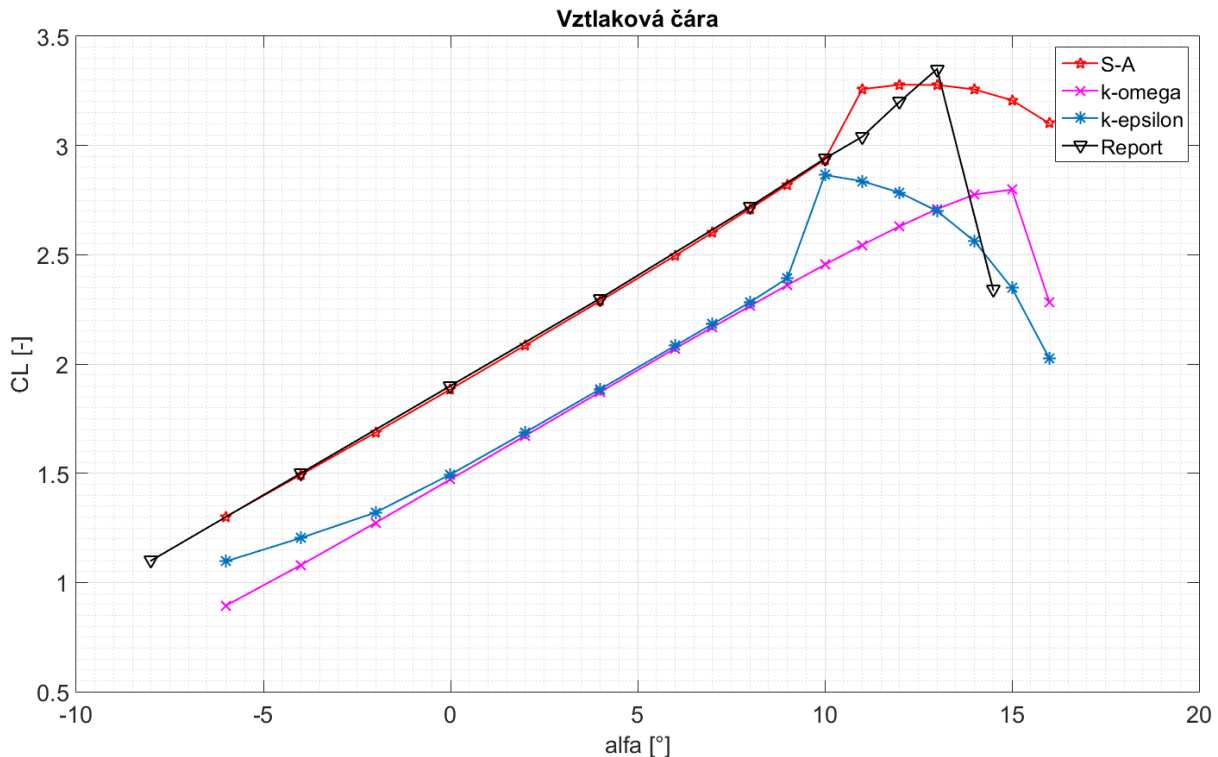
Tab. 6 Hodnoty pro poláru – Report [3]

C_L	C_D
1,05	0,057
1,45	0,076
1,92	0,0955
2,37	0,1175
2,77	0,142
2,88	0,149
2,97	0,157
3,09	0,1595
3,25	0,1625
3,35	0,1642

Tab. 7 Srovnání součinitele vzlaku C_L pro jednotlivé modely s turbulencí 0,1

α [°]	S-A – C_L [-]	k- ϵ – C_L [-]	k- ω – C_L [-]	k-kl- ω – C_L [-]
-6	1,3012	1,0968	0,8940	1,8524
-4	1,4930	1,2036	1,0796	2,0688
-2	1,6863	1,3206	1,2734	2,2772
0	1,8845	1,4945	1,4723	2,4996
2	2,0858	1,6876	1,6718	2,7127
4	2,2885	1,8850	1,8720	2,9171
6	2,4957	2,0830	2,0706	3,1126
7	2,6020	2,1825	2,1682	3,2079
8	2,7102	2,2825	2,2649	3,2992
9	2,8207	2,3924	2,3609	3,3866
10	2,9349	2,8652	2,4542	3,4545

11	3,2579	2,8366	2,5446	3,5170
12	3,2781	2,7846	2,6302	3,5798
13	3,2774	2,7003	2,7091	3,6388
14	3,2564	2,5616	2,7757	3,6901
15	3,2073	2,3477	2,7978	3,7321
16	3,1014	2,0250	2,2840	3,7634

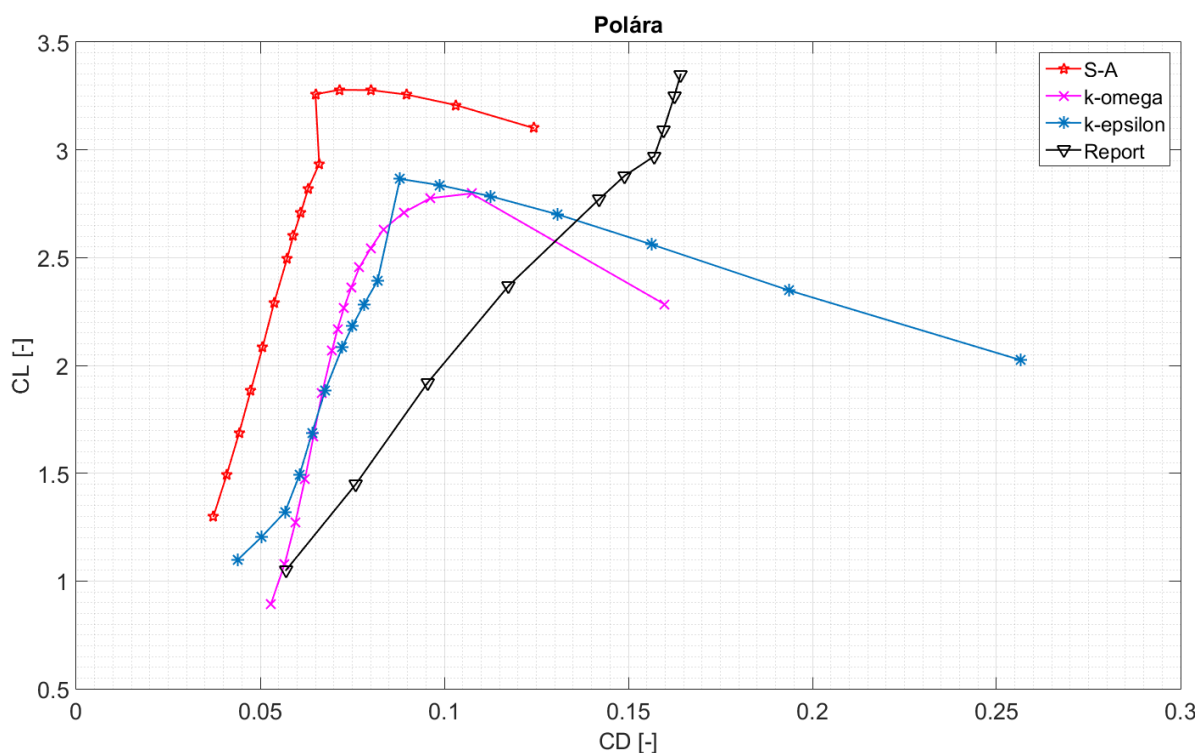


Obr. 14 Srovnání vztlakových čar jednotlivých modelů s turbulencí 0,1 %

Z Obr. 14 vyplývá, že nejbliže k výsledkům tunelového měření se dostal model S-A. V lineární části jsou hodnoty téměř identické. Rozcházejí se až v místech kritických úhlů náběhu. Maximálního součinitele vztlaku nabývá na podobném úhlu náběhu a liší se o 2 %. Modely $k-\omega$ a $k-\epsilon$ se shodují v lineární části a mají velice podobný sklon vztlakové čáry jako naměřené údaje z tunelu. Výsledky jsou posunuty o 0,4 hodnoty součinitele vztlaku oproti modelu S-A a tunelovému měření. Posun může být způsoben rozdílným simulováním modelu odtrhávání mezní vrstvy na horní straně profilu. Model $k-\omega$ byl do řešení zahrnut pouze jako pokus, jestli je možné ho aplikovat na tento druh zadání. V Tab. 7 a Tab. 8 je vidět, že model predikuje velice idealistické výsledky, což poukazuje na fakt, že tento model není vhodný pro výpočet 2D úloh.

Tab. 8 Srovnání součinitele odporu C_D pro jednotlivé modely s turbulencí 0,1

α [°]	S-A – C_D [-]	k- ϵ – C_D [-]	k- ω – C_D [-]	k-kl- ω – C_D [-]
-6	0,0373	0,0438	0,0529	0,0130
-4	0,0409	0,0503	0,0567	0,0174
-2	0,0443	0,0568	0,0596	0,0225
0	0,0474	0,0607	0,0621	0,0251
2	0,0507	0,0641	0,0645	0,0281
4	0,0537	0,0677	0,0668	0,0316
6	0,0573	0,0723	0,0695	0,0361
7	0,0590	0,0750	0,0710	0,0380
8	0,0610	0,0782	0,0727	0,0402
9	0,0630	0,0819	0,0747	0,0427
10	0,0660	0,0880	0,0769	0,0495
11	0,0650	0,0986	0,0801	0,0518
12	0,0714	0,1126	0,0834	0,0560
13	0,0800	0,1308	0,0890	0,0603
14	0,0897	0,1562	0,0962	0,0649
15	0,1032	0,1937	0,1074	0,0703
16	0,1242	0,2565	0,1598	0,0763



Obr. 15 Srovnání polár jednotlivých modelů s turbulencí 0,1

U součinitele odporu je diference od naměřených hodnot velice výrazná. Jedním z možných důvodů velké rozdílnosti dat je způsobeno nepřesností tunelového měření. Jak je z obrázku vidět, křivka měřených hodnot má spíše lineární průběh a nepodobá se typickým

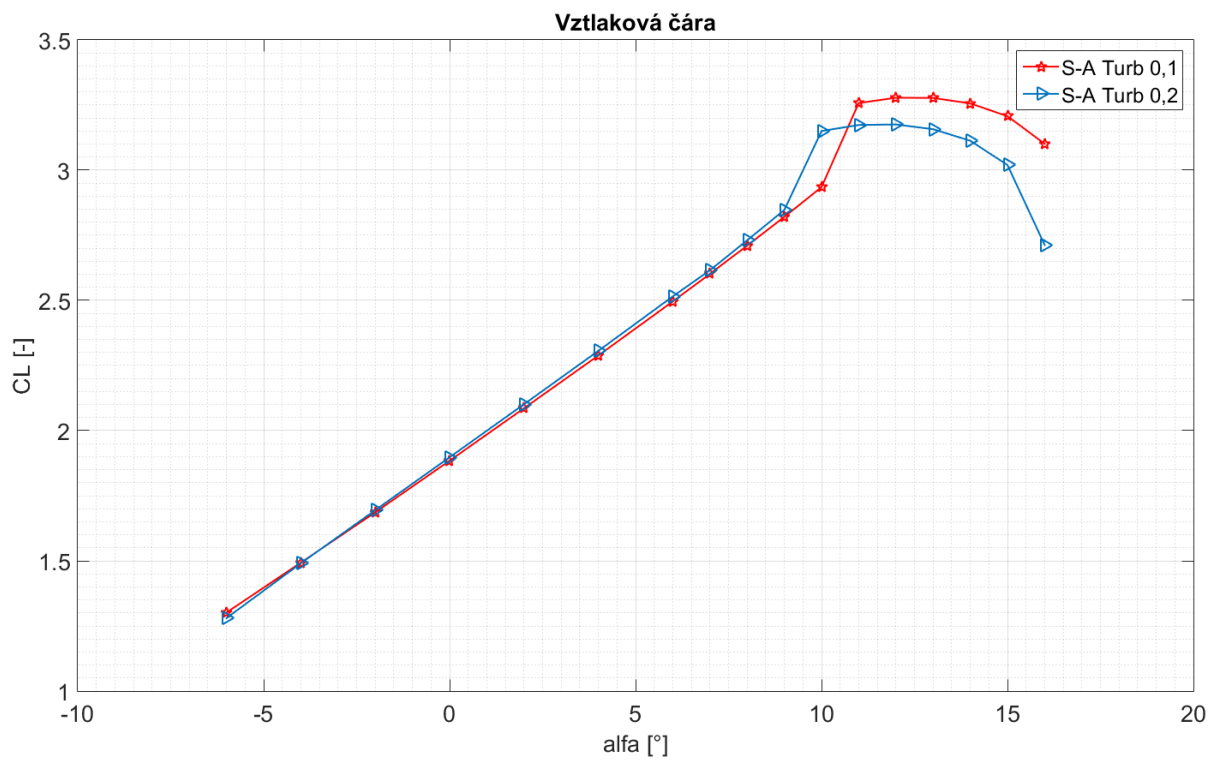
polárám tunelových měření leteckých profilů. Dalším možným důvodem je již zmíněná chyba při odčítání dat z grafu. Kvůli absenci dalšího tunelového měření pro stejný typ úlohy toto tvrzení nejde nijak ověřit. Proto je brán součinitel odporu pouze jako orientační hodnota, kterou je nutno otestovat letovými zkouškami.

Rozdíl turbulencí měl vliv pouze na model S-A (Tab. 9). U zbylých modelů nebyl rozdíl patrný, proto nejsou v této zprávě uvedeny. Diference turbulencí byla příliš malá, aby mohly být pozorovány odchylky.

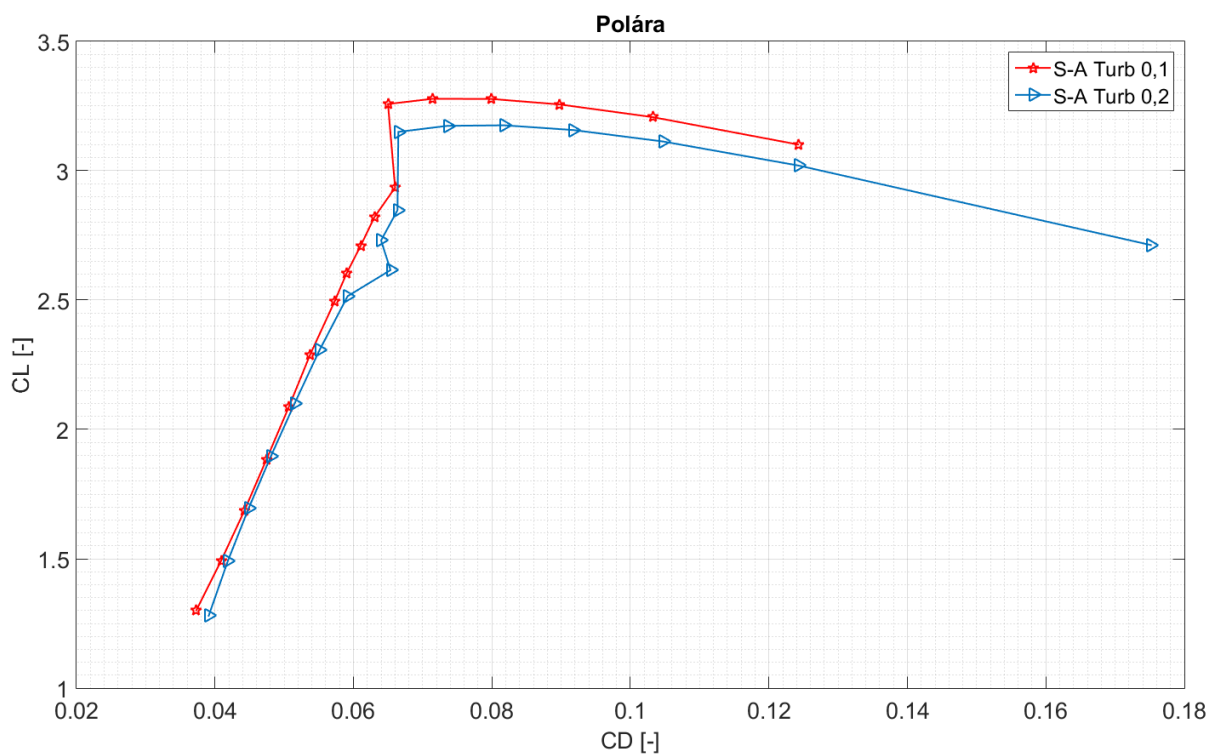
Tab. 9 Vliv turbulence na C_L a C_D u modelu S-A

α [°]	S-A turbulence 0,1 % (S-At0,1)		S-A turbulence 0,2 % (S-At0,2)	
	C_L [-]	C_D [-]	C_L [-]	C_D [-]
-6	1,3012	0,0373	1,2801	0,0391
-4	1,4930	0,0409	1,4905	0,0418
-2	1,6863	0,0443	1,6946	0,0449
0	1,8845	0,0474	1,8977	0,0481
2	2,0858	0,0507	2,1012	0,0515
4	2,2885	0,0537	2,3063	0,0551
6	2,4957	0,0573	2,5152	0,0592
7	2,6020	0,0590	2,6158	0,0654
8	2,7102	0,0610	2,7306	0,0640
9	2,8207	0,0630	2,8473	0,0664
10	2,9349	0,0660	3,1502	0,0665
11	3,2579	0,0650	3,1737	0,0736
12	3,2781	0,0714	3,1756	0,0818
13	3,2774	0,0800	3,1573	0,0918
14	3,2564	0,0897	3,1130	0,1047
15	3,2073	0,1032	3,0198	0,1243
16	3,1014	0,1242	2,7128	0,1752

S-At0,1 lépe popisuje průběh vztlaku a dostává se na odchylku 2 % od naměřených hodnot. S-At0,2 naopak o něco lépe simuluje průběh součinitele odporu. Pro další výpočty byl vybrán model S-A s turbulencí 0,1 % z důvodu nejlepší predikce součinitele vztlaku.



Obr. 16 Srovnání vztlakových čar modelu S-A pro různé druhy turbulencí



Obr. 17 Srovnání polár modelu S-A pro různé druhy turbulencí

5 Optimalizace klapky

Tato kapitola se věnuje CFD výpočtu klapky dodané zadavatelem a optimalizací její polohy.

5.1 Výpočet cílových parametrů klapky

V prvním kroku samotné optimalizace je zapotřebí znát hodnoty, kterých se má dosáhnout. Nejdůležitější parametr, který bylo nutno zjistit, je součinitel vztlaku křídla. Předpis UL-2 udává, že pádová rychlost s vysunutou vztlakovou mechanizací nesmí být větší než $65 \text{ km}\cdot\text{h}^{-1}$ na maximální vzletové hmotnosti $472,5 \text{ kg}$. [19] Americká norma LSA omezuje pádovou rychlost v přistávací konfiguraci letounu pod 45 uzlů ($83,34 \text{ km}\cdot\text{h}^{-1}$) na maximální vzletové hmotnosti 600 kg . [23]

Potřebné hodnoty k výpočtu:

Hmotnost letounu – m [kg]	472,5
Hustota vzduchu v 0 MSA – ρ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]	1,225
Tíhové zrychlení – g [$\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$]	9,81
Pádová rychlost dána předpisem – v_{SO} [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]	18,06
Plocha křídla – S [m^2]	11,85

Výpočet součinitele vztlaku letounu vychází ze základní silové rovnováhy klouzavého letu (rovnice (5.1)), kde hmotnost letadla musí být vyrovnána vztlakem křídla. Uvažuje se, že vztlak generuje pouze křídlo a přírůstek od trupu se zanedbává.

$$G = L \quad (5.1)$$

Výpočet součinitele vztlaku letadla:

$$C_{L,Letadlo} = \frac{2 \cdot m \cdot g}{\rho \cdot v_{SO}^2 \cdot S} = \frac{2 \cdot 472,5 \cdot 9,81}{1,225 \cdot 18,06^2 \cdot 11,85} = 1,95 \quad (5.2)$$

Přepočtení součinitele vztlaku letadla na C_L křídla:

$$C_{L,křídlo} = C_{L,Letadlo} \cdot \frac{1}{0,95} = 2,06 \quad (5.3)$$

Z rovnice vyplývá, že pro splnění pádové rychlosti dané předpisem UL-2 musí mít křídlo součinitel vztlaku alespoň 2,06. Pro zjednodušení dalších výpočtů a vyšší rezervě bezpečnosti je tento součinitel zaokrouhlen na **2,1**.

Při použití rovnic (5.4) a (5.5) s hodnotami z amerického předpisu ($v_{SO}=23,3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $m=600 \text{ kg}$) vyšel potřebný vztlak křídla 1,59. Předpokládá se tedy, že při splnění kritérii UL-2 normy vyhoví letadlo i předpisům americkým.

Rozložení vztlaku po křídle

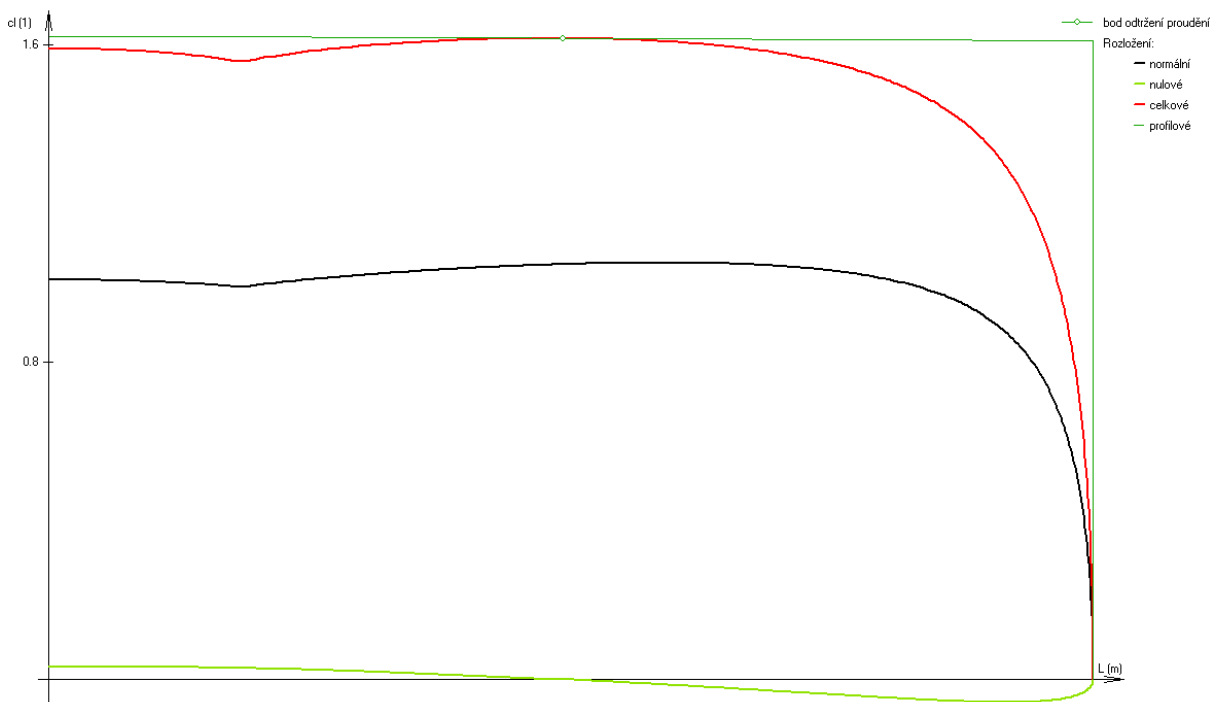
Pro zjištění rozložení vztlaku po křídle je použit program Glauert III. Hodnoty součinitele vztlaku čistého profilu, sklonu vztlakové čáry a úhlu náběhu pro $C_L=0$ jsou odečteny z reportu LS – 0417 [20] pro kořen, respektive z LS – 0413 [3] pro konec klapky. K určení zmíněných veličin bylo nejprve zapotřebí určit Reynoldsovo číslo pro kořenový (rovnice (5.3)) a koncový (rovnice (5.5)) profil křídla. Rozložení vztlaku po křídle je provedeno pro náhradní křídlo.

$$R_e = \frac{v \cdot c}{\mu} = \frac{18,06 \cdot 1,5}{1,46 \cdot 10^{-5}} = 1\,854\,090 \doteq 1,9 \cdot 10^6 \quad (5.4)$$

$$R_e = \frac{v \cdot c}{\mu} = \frac{18,06 \cdot 0,723}{1,46 \cdot 10^{-5}} = 894\,341 \doteq 0,9 \cdot 10^6 \quad (5.5)$$

Tab. 10 Hodnoty vstupující do programu Glauert III

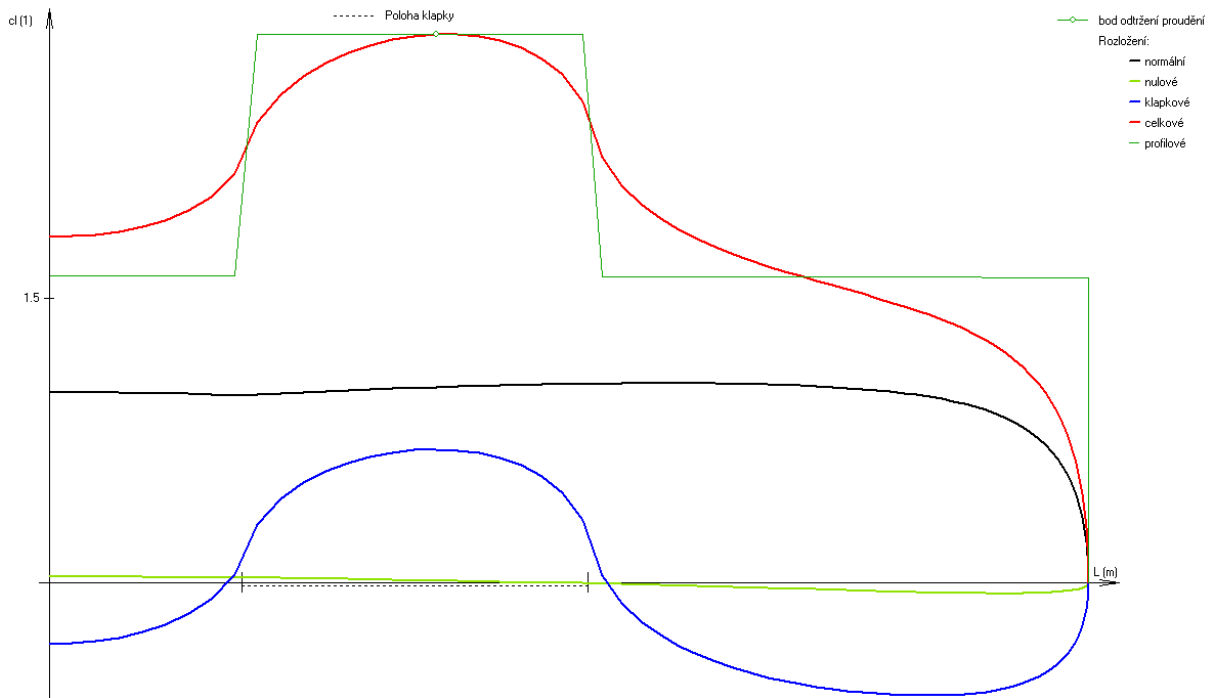
L [m]	c [m]	C_L [-]	$C_{L\alpha}$ [rad ⁻¹]	α_0 [°]	Zkroucení [°]
0	1,5	1,62	6,14	-4	0
1	1,5	1,62	6,14	-4	0
5,4	0,7236	1,61	6,07	-3,2	-1



Obr. 18 Rozložení součinitele vztlaku po rozpětí křídla

Součinitel vztlaku křídla bez vysunutých vztlakových klapek je roven 1,5445. Pro zjištění potřebného součinitele vztlaku profilu s klapkami v přistávací poloze (35°) je nutno určit zobecněnou účinnost klapky $\frac{\partial \alpha}{\partial \delta}$, která byla odečtena z grafu manuálu k programu Glauert III

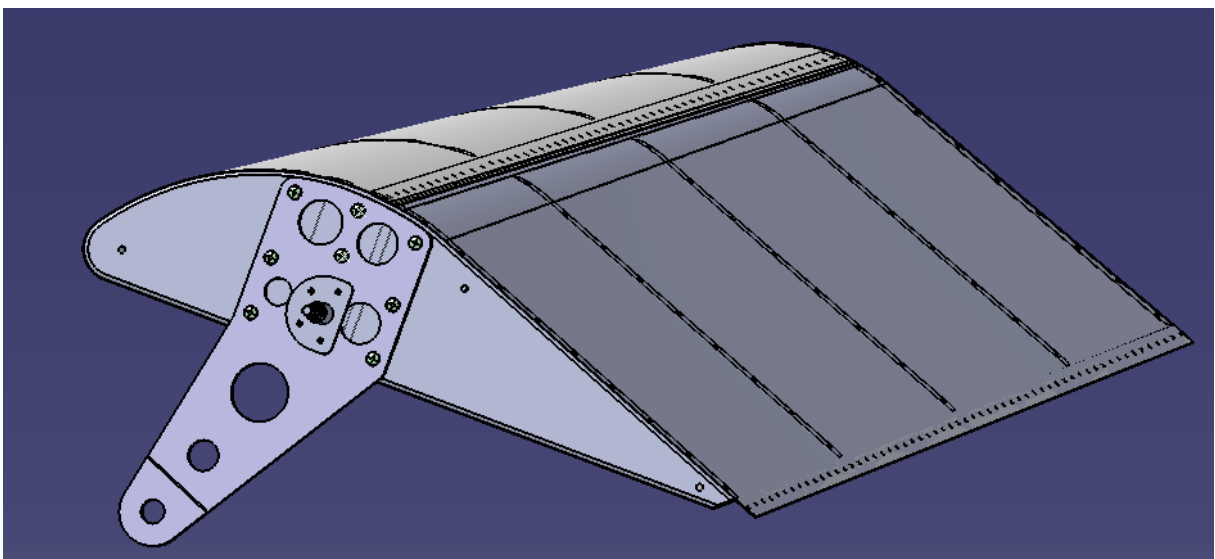
[8] pro hloubku klapky 29 % ($\frac{\partial \alpha}{\partial \delta} = 0,67$). Održeni mimo klapku se podle [8] dá považovat za místní. Potřebný součinitel vztlaku profilu s klapkou vychází **2,89**.



Obr. 19 Rozložení součinitel vztlaku pro rozpětí křídla s klapkou na 35°

5.2 Klapka navržená zadavatelem

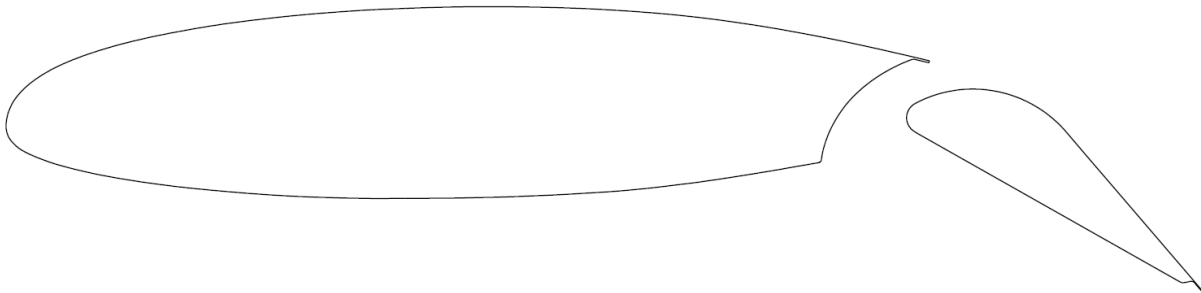
Od firmy Jihlavan byl dodán 3D model křídla s nově navrženou vztlakovou klapkou, která je v této kapitole kontrolována a optimalizována.



Obr. 20 3D model klapky vytvořený zadavatelem

5.2.1 Geometrie klapky

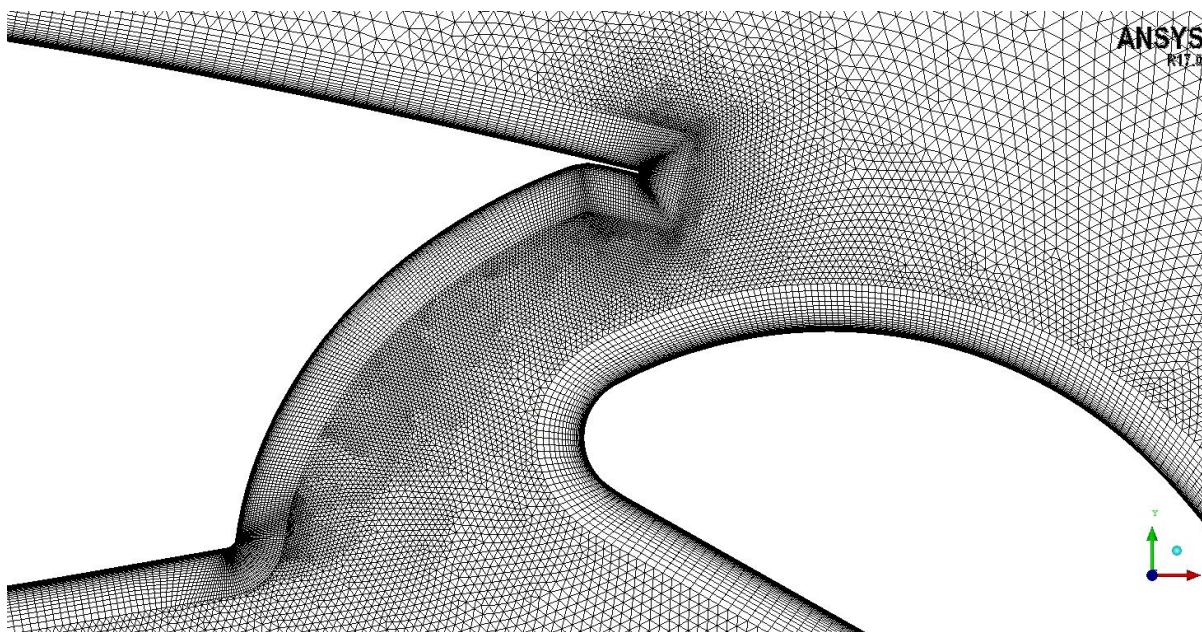
Geometrie byla získána opět z programu CATIA, kde byly vytvořeny offsety od ploch 3D modelu. Rovinou kolmou na křídlo ve vzdálenosti 800 mm od kořene klapky jsou plochy řízny, čímž vznikl 2D profil s klapkou (Obr. 21). Hloubka profilu s klapkou v místě řezu je 1350 mm.



Obr. 21 Geometrie klapky navržené zadavatelem

5.2.2 Výpočetní síť

Tvorba sítě proběhla analogicky s kapitolou 4.2, s tím rozdílem, že prismatické vrstvy jsou tvořeny dvěma bloky strukturované sítě (Obr. 22).



Obr. 22 Zobrazení přechodů dvou bloků strukturované sítě

Tab. 11 Výpočetní síť pro klapku navrženou zadavatelem

Prismy	Profil	Klapka
Výška první vrstvy		0,02 mm
Počet vrstev		30

Počet buněk:	26 941	14 529
Zóna sítě	TRI 1	TRI 2
Maximální velikosti buňky	190	3 000
Počet buněk	107 205	18 008
Počet buněk celkem	166 683	

Tab. 12 Počty buněk na jednotlivých přechodech sítě

Druh přechodu	Profil	Prismy do TRI 1	TRI 1 do TRI 2	Okraj TRI 2
Počet buněk	1430	1430	166	141

5.2.3 Nastavení řešiče a výpočet

Nastavení řešiče a výpočet proběhly analogicky s kapitolou 4.3 a 4.4.

5.2.4 Výsledky

Maximální součinitel vztlaku této polohy vychází na úhlu náběhu 18° (Tab. 13). Z kapitoly 5.1 vyplývá, že minimální součinitel vztlaku profilu musí být větší než 2,89, což tato poloha nespĺňuje ($2,59 < 2,89$).

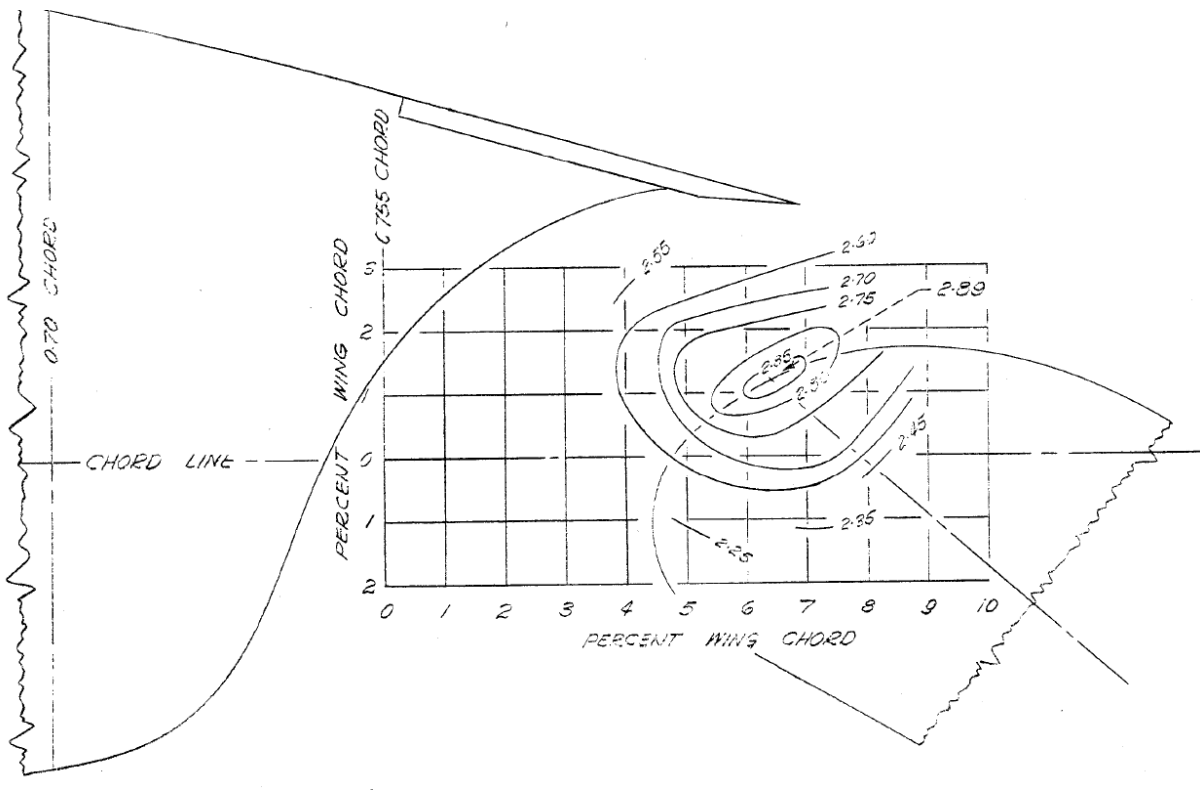
Tab. 13 Hodnoty klapky navržené zadavatelem

α [°]	C_L [-]	C_D [-]	α [°]	C_L [-]	C_D [-]
0	1,2040	0,0777	12	2,2863	0,1008
2	1,3956	0,0806	13	2,3645	0,1039
4	1,5844	0,0835	14	2,4299	0,1035
6	1,7695	0,0868	15	2,5030	0,1138
7	1,8604	0,0885	16	2,5499	0,1183
8	1,9494	0,0904	17	2,5860	0,1268
9	2,0374	0,0925	18	2,5894	0,1392
10	2,1238	0,0944	19	2,5390	0,1603
11	2,2043	0,0970			

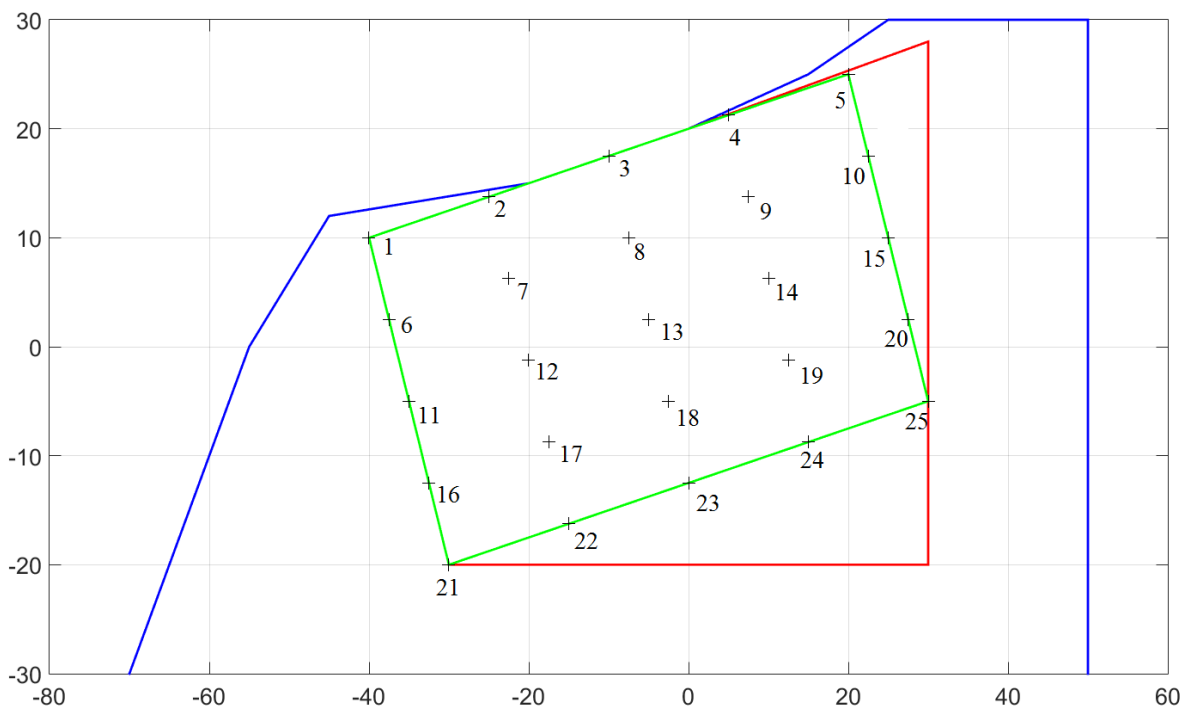
5.3 Optimalizace polohy

K optimalizaci polohy byl zvolen rastr bodů (nových poloh klapky), v kterých byl proveden výpočet. Na Obr. 24 jsou vidět nezbytné restrikce poloh klapky. Modrá křivka symbolizuje omezení z hlediska kolize prismatických vrstev. Červený lichoběžník označuje vymezení polohy v závislosti na ose otáčení klapky (omezení délkou ramene závěsu). Zelený obrazec pak definuje finální oblast, ve které jsou rozmístěny jednotlivé polohy klapky pro výpočet. Výsledný obrazec (zelený) vychází z optimálních poloh klapky vyčtených ze zprávy tunelového měření profilu NACA 66(2)-216 [15] (Obr. 23), jehož geometrie se velmi podobá

klapce řešené v této práci. Počátek souřadného systému na Obr. 24 představuje původní polohu klapky počítané v kapitole 5.2.



Obr. 23 Polohy klapky navržené v [15]

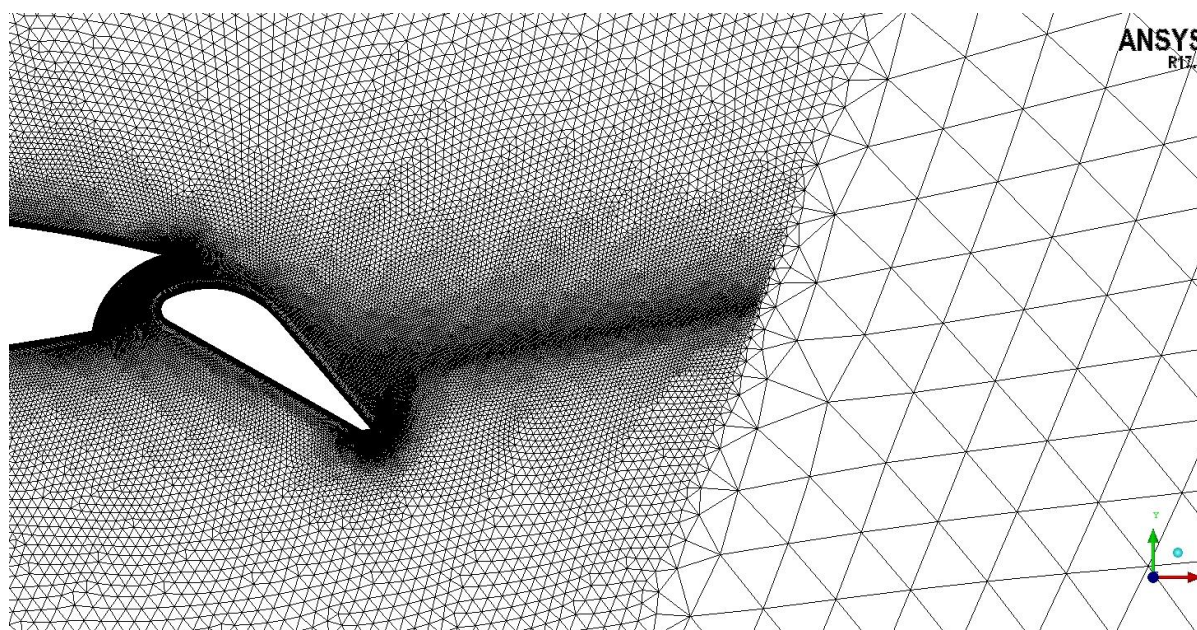


Obr. 24 Body pro optimalizaci

5.3.1 Výpočetní síť

Pro výpočet všech 25 poloh bylo potřeba vytvořit 25 sítí s adekvátním posunem klapky. Pro jednodušší a rychlejší vytváření sítí byl napsán tzv. *replay soubor*, ve kterém jsou uloženy jednotlivé kroky tvorby sítě. Snahou bylo dělat sítě o stejném počtu buněk, což jak se později ukázalo, nebylo možné. Posuny klapky způsobily příliš velké změny v geometrii a výsledné sítě produkují nechtěné skokové přechody (Obr. 25). Proto musely být sítě modifikovány ručně. Na základě získané uživatelské zkušenosti se měnila maximální velikost buněk vnitřního kruhu (TRI 1) v *replay souboru* do té doby, než bylo dosaženo spojitě sítě.

- Rozpětí maximální velikosti buňky TRI 1: $100 \div 250$
- Rozpětí celkového počtu buněk sítí: $150 \div 200$ tisíc



Obr. 25 Příklad špatně vygenerované sítě

5.3.2 Výpočet

K urychlení a automatizaci výpočtu byly použity *journal soubory* (Příloha 1) a výpočty byly spuštěny paralelně. Byly počítány celé vztakové čáry (od 0° po kritický úhel náběhu).

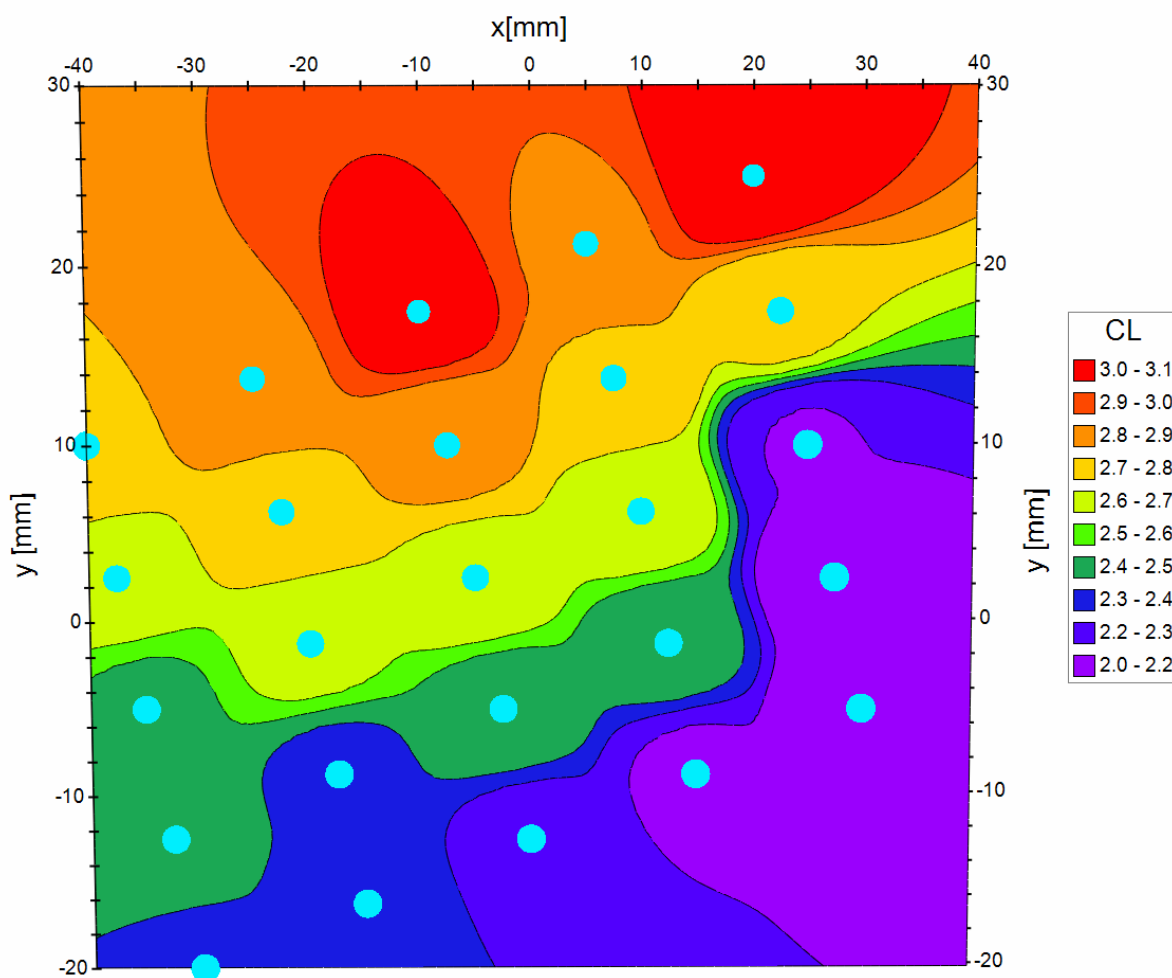
5.3.3 Vyhodnocení výsledků optimalizace

Z Obr. 26 vyplývá, že největšího součinitele vztaku dosahují body vrchní řady (body 1 až 5) a po řadách se hodnota vztaku postupně snižuje. To potvrzuje předpoklad pro optimální polohu, která je navržena v reportu NACA 66(2)-216 [15]. Absolutně nejvyšší hodnoty C_L dosáhl bod 5. Podmínku z kap. 5.1 splnily pouze pozice 2-5, a to na úhlu náběhu 18° (Tab. 14). Vzhledem k faktu, že bylo dosaženo potřebných výsledků ($C_{Lmax} > 2,89$) pro více poloh, a navíc z Obr. 26

je zřetelně vidět, že počítaná oblast je dostatečně zmapovaná, bylo rozhodnuto, že další výpočty nejsou potřeba.

Tab. 14 Polohy splňující podmínku C_{Lmax} profilu s vysunutými klapkami

Poloha	2	3	4	5
C_{Lmax}	2,898	3,06	2,907	3,13
Rezerva C_L	0,008	0,17	0,017	0,24



Obr. 26 Grafické zobrazení součinitele vztlaku pro jednotlivé body na úhlu náběhu 18°

5.3.4 Volba polohy

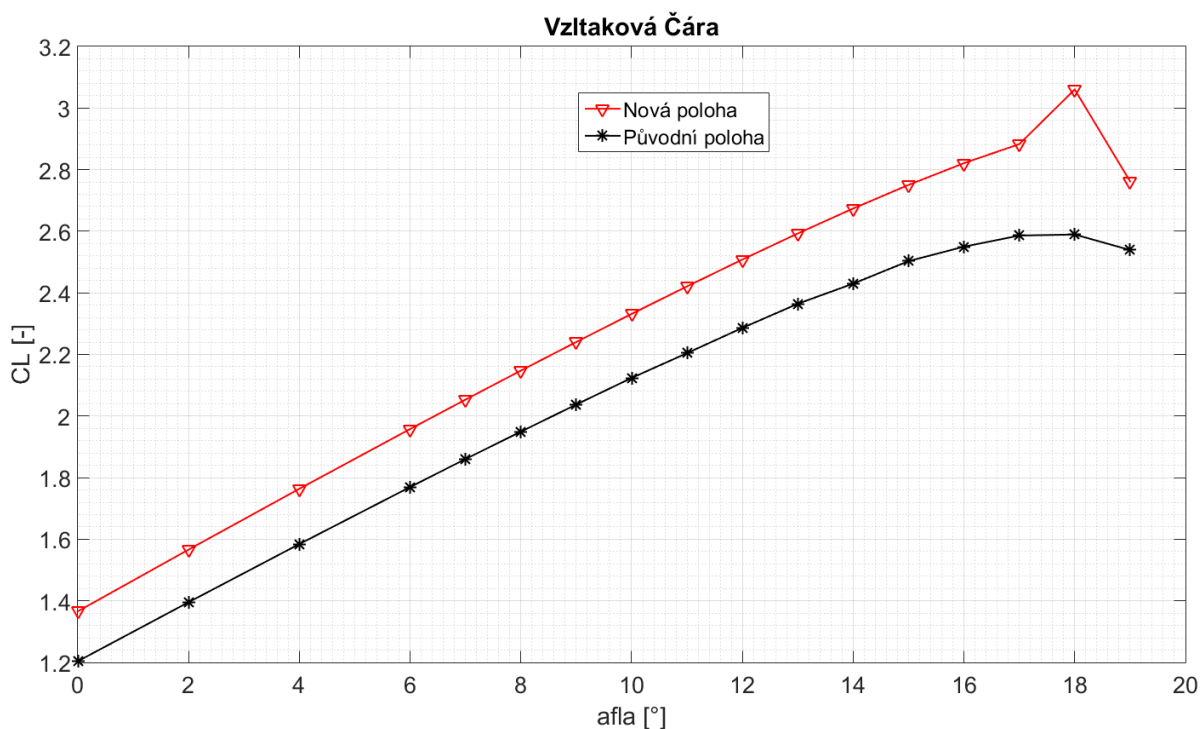
V úvahu lze brát polohy 3 a 5, které jako jediné dosahují přijatelné rezervy součinitele vztlaku. I přestože poloha 5 dosahuje většího C_{Lmax} , není tato pozice příliš výhodná. Výpočet pro tuto pozici velmi osciloval a konvergence bylo dosaženo pouze při obrovských Courantových číslech (500+). Takové výsledky nejsou korektní a tento případ by se měl řešit jako

nestacionární úloha (ústní sdělení Ing. Doupník, Ph.D.), což převyšuje rámeček tohoto diplomového projektu. Z tohoto důvodu není zaručena správnost výsledků. Dalším důvodem je fakt, že pro umístění klapky do této polohy je zapotřebí větší rameno závěsu, s tím jsou spojeny problémy jako větší hmotnost, horší pevnostní vlastnosti, atd. Proto se poloha 3 jeví jako mnohem lepší kandidát pro výsledné řešení.

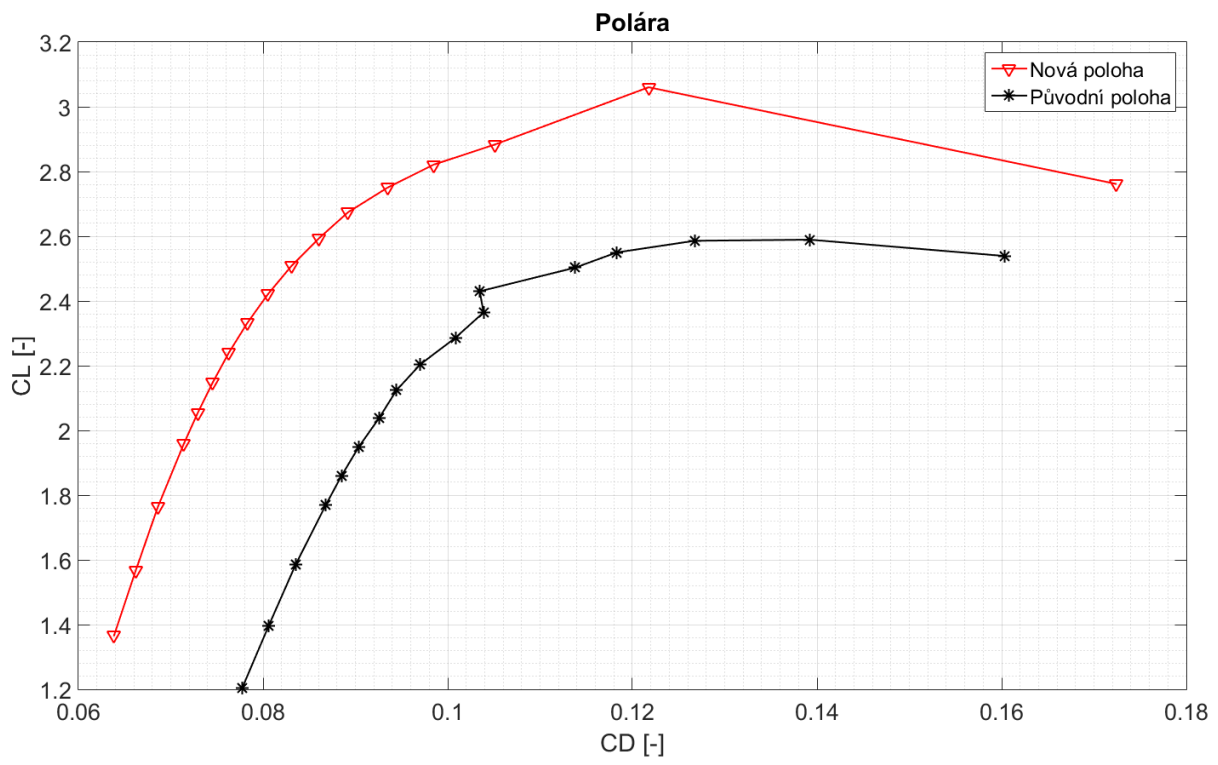
Dá se předpokládat, že posouváním klapky směrem k odtokové hraně profilu se bude součinitel vztlaku nadále zvyšovat. K ověření této hypotézy metodou CFD by se musela kompletně změnit výpočetní síť. Nejlepším řešením je pravděpodobně síť na principu z kapitoly 4.2, kde je prismatická vrstva tvořena jedním blokem strukturované sítě. Takto razantní obměna převyšuje časový rámeček této diplomové práce, a proto zde není zahrnuta. Navíc rozdílnost takové sítě se sítěmi použitými v tomto výpočtu by byla příliš velká, tudíž by nebylo možné výpočet relevantně posoudit. Z toho důvodu slouží tento postup jen jako doporučení pro výrobce v případě nefunkčnosti navržené polohy.

5.3.5 Porovnání původní a nové polohy klapky

Nově zvolená poloha převyšuje původní verzi v mnoha ohledech. Nejdůležitějším artiklem je mnohem vyšší hodnota maximálního součinitele vztlaku, která se zvedla o více jak 15 % (Obr. 27). Druhým neméně přínosným zlepšením je změna ramena závěsu klapky, které se zkrátilo o 30mm.



Obr. 27 Vztlakové čáry nové a původní polohy



Obr. 28 Poláry nové a původní polohy

6 Pevnostní výpočet

Tato kapitola se věnuje výpočtu zatížení a pevnostní kontrole klapky řešené v předchozí kapitole již v nově zvolné poloze.

6.1 Popis konstrukce

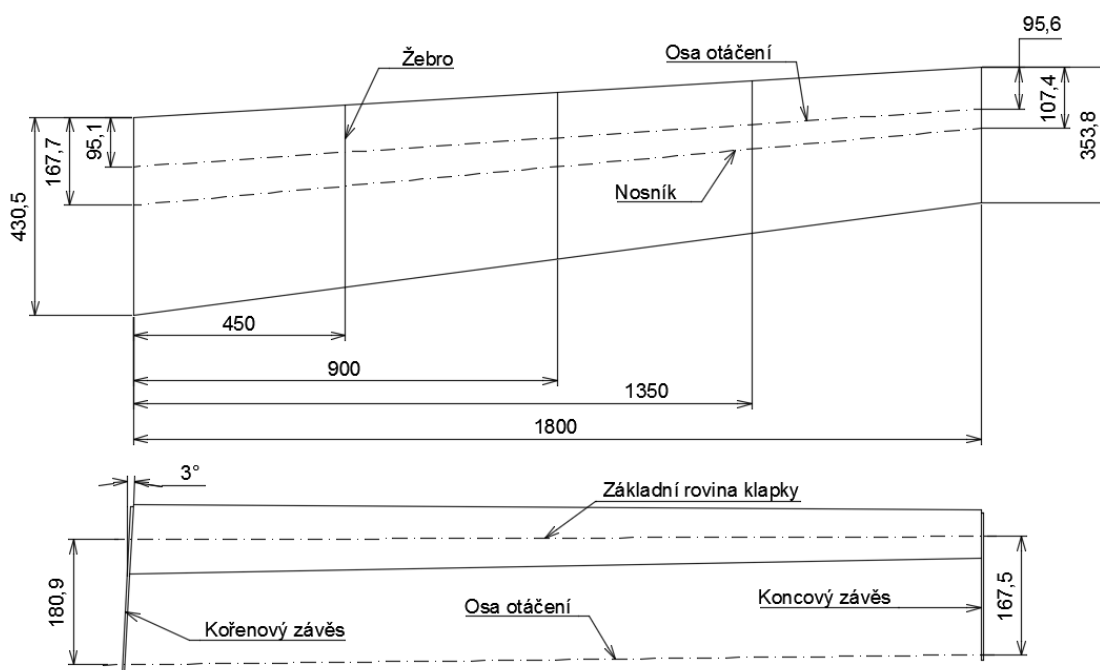
Obě vztlakové klapky letounu JA 600 jsou umístěny na vnějších, lichoběžníkových částech křídla. Každá vztlaková klapka má dva závěsy, které jsou uchyceny k protikusům na křídle. Otáčivý pohyb je zajištěn kloubovými ložisky. Jednotlivé klapky se otáčejí kolem své osy rotace pomocí táhel náhonu, která jsou připevněna ke kořenovým závěsům jednotlivých vztlakových klapek.

Vztlaková klapka je celokovová, jednodutinové konstrukce s jedním nosníkem z duralových plechů. Spojování konstrukčních částí je provedeno nýtováním. Potah je z plechu o tloušťce 0,4 mm a je dělen na dvě části, které jsou spojeny nýtováním na odtokové hraně a na horní straně nosníku.

Nosník klapky je tvořen C profilem (ohýbaný z plechu o tloušťce 0,635 mm) s měnící se výškou h po rozpětí. V nejvíce namáhaných místech (střední část) je použita L výztuha z plechu o tloušťce 0,5 mm.

Oba závěsy se nacházejí na koncích klapky. Kořenový závěs je připevněn ke kořenovému žebru a dvěma L profily k nosníku. Koncový závěs je spojen s koncovým žebrem a jedním L profilem k nosníku. Výkresy závěsů pro nově zvolenou polohu vztlakové klapky se nachází v přílohách 2-5.

Běžná žebra vztlakové klapky jsou z plechu o tloušťce 0,5 mm a jsou členěna na náběžná a zadní žebra. Koncová a kořenová žebra jsou z jednoho kusu o identické tloušťce.



Obr. 29 Základní geometrie klapky

6.2 Výpočet zatížení

Pevnostní výpočet nově navržené šterbinové klapky byl proveden podle normy ASTM F 2245 – 07 a jejích dodatků pro maximální vzletovou hmotnost 600 kg. Tato norma pracuje s anglosaskými jednotkami. Tyto jednotky byly převedeny podle vztahů v normě do jednotek SI. Výpočet byl proveden v programu MS Excel na 9 desetinných míst. V této práci jsou výsledky zaokrouhleny na jedno desetinné místo, čímž může docházet k jistým numerickým odchylkám. Metodika výpočtu je na bázi kombinací postupu ze zpráv JA08-2009-KP5.L [7] a JA03-2008-JA6.L [6] pro klapku letounu JA 600, kterou vypracoval Ing. Tomáš Příhoda, respektive Ing. Radek Jurečka.

Norma UL-2 pracuje s menší maximální vzletovou hmotností (472,5 kg). Proto se předpokládá, že pokud vyhoví konstrukce předpisu ASTM 2245, automaticky splní i požadavky normy české.

6.2.1 Výpočet setrvačné síly

Setrvačná síla závisí na násobku a hmotnosti letadla, viz rovnice (6.2). Hmotnost klapky byla zjištěna z 3D modelu a násobek poryvu z rovnice (6.1) [5].

Tab. 15 Hodnoty vstupující do rovnice (6.1) [5]

Střední aerodynamická tětíva křídla – c_{SAT} [m]	1,2736
Max. rychlost s vysunutými klapkami – V_F [$m \cdot s^{-1}$]	$v_F = 2 \cdot v_s = 40,32$
Sklon vztlakové čáry profilu – a [rad^{-1}]	4,91
Velikost poryvu – U_{de} [$m \cdot s^{-1}$]	7,5
Hmotnostní poměr letounu – μ_g [$s^2 \cdot rad \cdot m^{-1}$]	$\mu_g = \frac{2 \cdot (\frac{W}{S})}{\rho \cdot c_{SAT} \cdot a \cdot g} = 13,2$
Faktor zmírnění poryvu – K_g [$s^2 \cdot rad \cdot m^{-1}$]	$K_g = \frac{0,88 \cdot \mu_g}{5,3 + \mu_g} = 0,63$

Rovnice pro násobek od poryvu:

$$n = 1 \pm \frac{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V_F \cdot K_g \cdot a \cdot U_{de}}{\frac{W}{S}} \quad (6.1)$$

Kladný poryvový násobek $n^+ = 2,14$ a záporný poryvový násobek $n^- = -0,14$. Rovnice pro setrvačnou sílu, kde $m_{kl} = 2,27$ kg:

$$F_s = m_{kl} \cdot g \cdot n \quad (6.2)$$

Tab. 16 Velikost setrvačné síly pro jednotlivé násobky

Násobek – n [-]	1	2,14	-0,14
Síla – F_s [N]	47,9	22,3	-3,3

6.2.2 Výpočet vzdušné síly

Tab. 17 Vstupní hodnoty pro výpočet zatížení klapky

Rozpětí klapky	L_{kl}	1800	[m]
Kořenová hloubka klapky	c_0	0,4305	[m]
Koncová hloubka klapky	C_k	0,3538	[m]
Plocha klapky	S_{kl}	0,706	[m ²]
Výchylka klapky pro vzlet	δ_{vz}	10	[°]
Výchylka klapky pro přistání	$\Delta_{př}$	35	[°]
Hmotnost letadla	W	600	[kg]
Násobek	n_1	4	[-]

Výpočet návrhového zatížení křídla z předpisu ASTM F 2245–07:

$$n_1 \cdot \frac{W}{S} = 4 \cdot \frac{600}{11,85} = 202,5 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \quad (6.3)$$

Výpočet průměrného zatížení plochy, kdy součinitel vztlaku křídla $C_n = 2,1$:

$$\bar{w} = 0,64 \cdot n_1 \cdot \frac{W}{S} \cdot \frac{C_n}{1,6} = 0,64 \cdot 4 \cdot \frac{600}{11,85} \cdot \frac{2,1}{1,6} = 170 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \quad (6.4)$$

Do výpočtu byl zaveden součinitel bezpečnosti $f=1,5$ a provozní zatížení bylo převedeno na početní. Tím pádem následující hodnoty v této kapitole jsou početní a součinitele bezpečnosti nemusí být větší než 1.

$$\overline{w_{poč}} = \bar{w} \cdot f = \bar{w} \cdot 1,5 = 255,2 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \quad (6.5)$$

Vzdušná síla působící na klapku:

$$F_{vz} = \overline{w_{poč}} \cdot S_{kl} \cdot g = 255,2 \cdot 0,7 \cdot 9,81 = 1765 \text{ N} \quad (6.6)$$

6.2.3 Celková síla působící na klapku

Rovnice pro výpočet výsledné normálové síly působící na klapku. Výsledné hodnoty jsou uvedeny v Tab. 16

$$F_N = F_{vz} + F_s \cdot \cos J \quad (6.7)$$

Tab. 18 Výsledné normálové síly pro jednotlivé polohy vyklopení klapky v závislosti na násobku

Násobek	1	-0,14	2,14
F_N pro 0° vyklopení klapky [N]	1742,9	1742,8	1745,6
F_N pro 10° vyklopení klapky [N]	1717,4	1717,3	1723,3
F_N pro 35° vyklopení klapky [N]	1768,3	1768,3	1767,9

6.2.4 Výpočet liniového zatížení

Rovnice pro výpočet liniového zatížení – u kořene klapky:

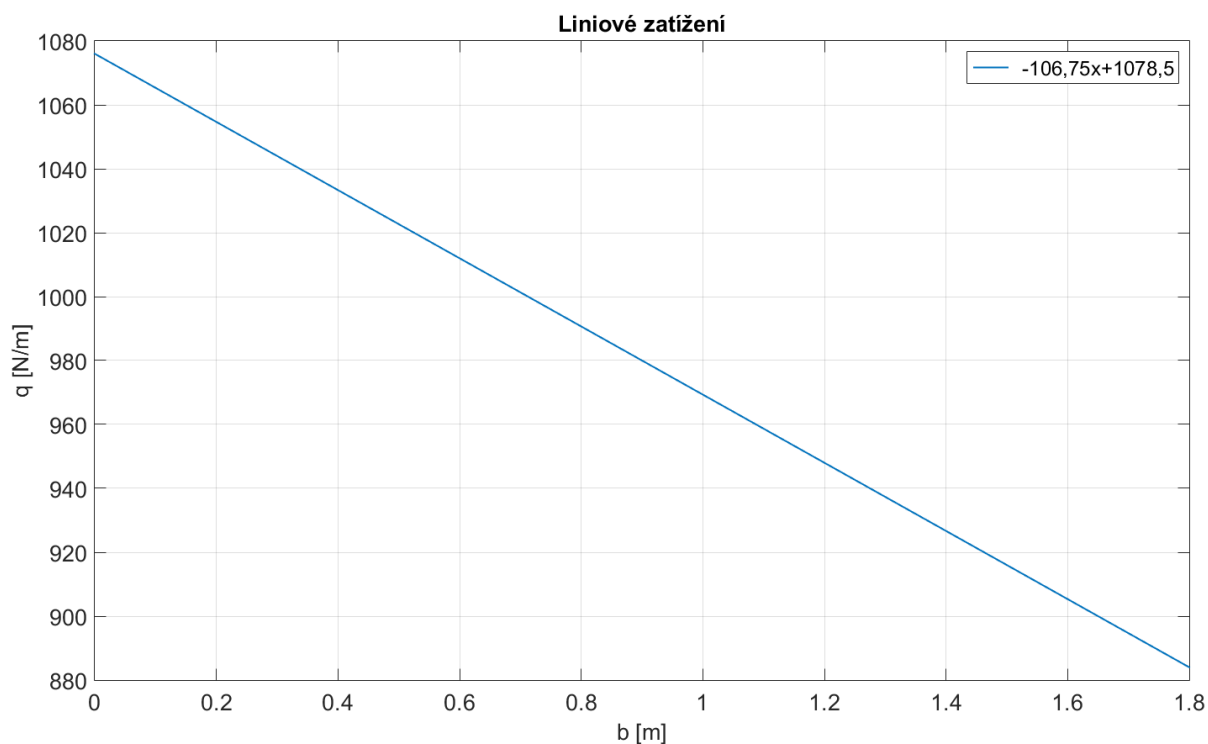
$$\bar{q}_0 = \frac{F_N}{S_{kl}} \cdot c_{kl\ 0} = \frac{1768,3}{0,7} \cdot 0,4305 = 1078,5 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1} \quad (6.8)$$

- na konci klapky:

$$\bar{q}_k = \frac{F_N}{S_{kl}} \cdot c_{kl\ k} = \frac{1768,3}{0,7} \cdot 0,3538 = 886,4 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1} \quad (6.9)$$

Pro zjištění liniového zatížení po rozpětí klapky byly hodnoty q_0 a q_k zavedeny do grafu. Zde byla určena směrnice a její rovnice, která je použita ke zjištění posouvající síly T a ohybového momentu M_0 .

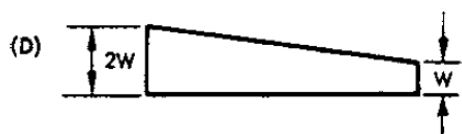
$$q(y) = -106,75 \cdot y + 1078,5 \quad (6.10)$$



Obr. 30 Průběh liniového zatížení po rozpětí

6.2.5 Poloha síly po rozpětí

Předpis ASTM 2245 předpokládá, že rozložení síly je lichoběžníkové (Obr. 31):



$$x = \frac{c}{3} * \frac{2w + 2w}{2w + w} = \frac{1}{3} * \frac{4}{3} * c = \frac{4}{9} * c \quad (6.11)$$

Obr. 31 Rozložení síly po hloubce klapky [5]

Výpočet souřadnice působíště síly – u kořene klapky:

$$x_0 = \frac{4}{9} * c_0 = \frac{4}{9} * 0,4305 = 0,1913 \text{ m} \quad (6.12)$$

- na konci klapky:

$$x_k = \frac{4}{9} * c_k = \frac{4}{9} * 0,3538 = 0,1572 \text{ m} \quad (6.13)$$

6.2.6 Reakce v závěsech

Nejprve bylo potřeba vypočítat působíště výslednice síly po rozpětí, které je určeno jako těžiště lichoběžníku:

$$y_f = \frac{b_{kl}}{3} * \frac{\bar{q}_0 * 2\bar{q}_k}{\bar{q}_0 + \bar{q}_k} = \frac{1,8}{3} * \frac{1078,5 + 2 * 886,4}{1076,5 + 886,4} = 0,870 \text{ m} \quad (6.14)$$

Poloha obou závěsů je lokalizována na krajích klapky. Vzdálenost závěsů $y_z = 1,8$ m. Pak reakční síla v závěsu 2 je:

$$R_2 = \frac{F_N * y_f}{y_z} = \frac{1768,3 * 0,870}{1,8} = 855,4 \text{ N} \quad (6.15)$$

a reakční síla v závěsu 1:

$$R_1 = F_N - R_2 = 1768,3 - 855,4 = 913 \text{ N} \quad (6.16)$$

6.2.7 Zatížení posouvající silou

Ze silové rovnováhy vyplývá vztah pro posouvající sílu T:

$$T = R_1 - F_q \quad (6.17)$$

Vztah pro zjištění síly od liniového zatížení:

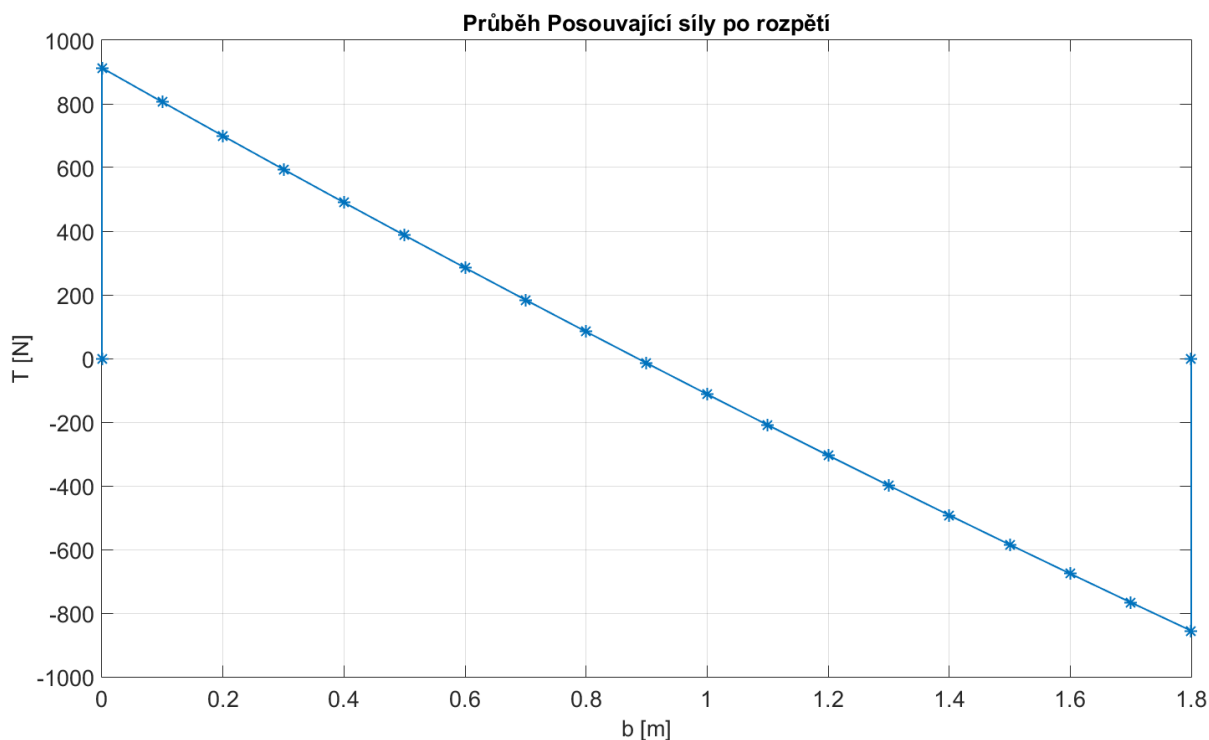
$$Fq = \int_0^b q \cdot dy \quad (6.18)$$

Kombinací rovnice (6.10), (6.18) a (6.17) s využitím menších matematických operací byl získán finální vztah pro posouvající sílu:

$$T(x) = R_1 + 53,375 \cdot x^2 - 1078,5 \cdot x \quad (6.19)$$

Tab. 19 Hodnoty posouvající síly po rozpětí

b(x) [m]	0	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
T(x) [N]	0	913,0	805,7	699,4	594,3	490,1	387,1
b(x) [m]	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2
T(x) [N]	285,1	184,2	84,4	-14,4	-112,1	-208,8	-304,3
b(x) [m]	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	
T(x) [N]	-398,8	-492,3	-584,7	-676,0	-766,2	-855,4	

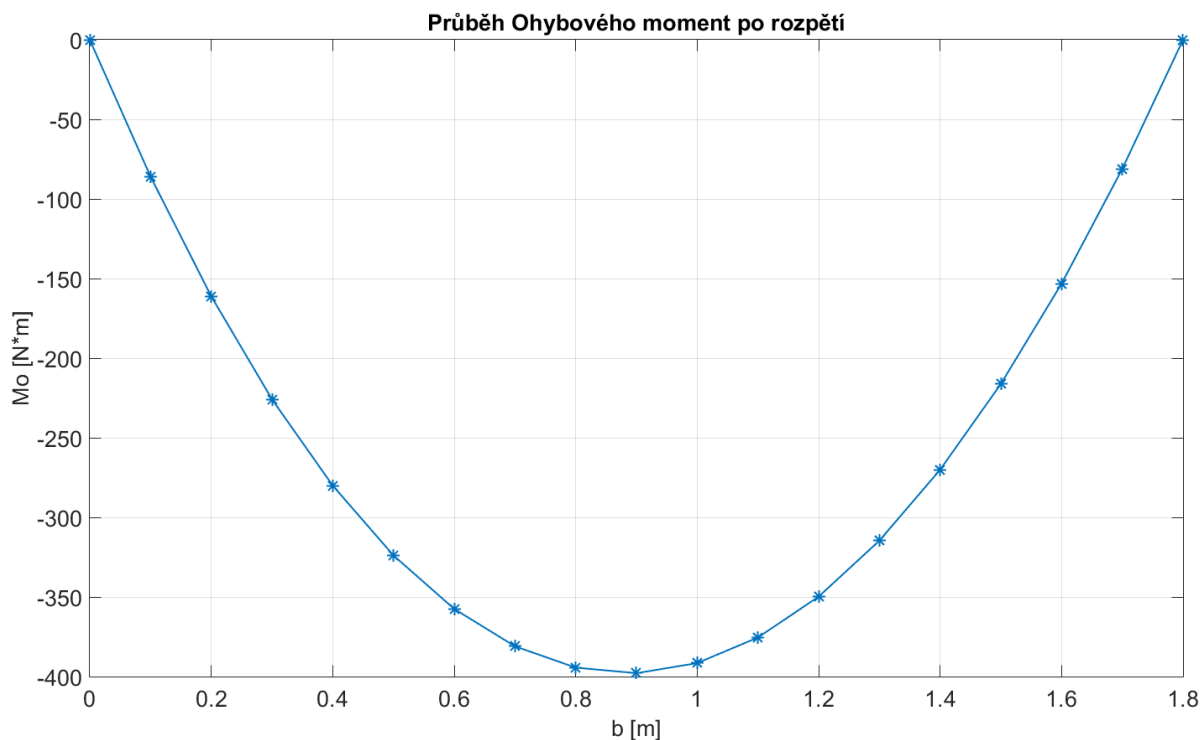


Obr. 32 Průběh posouvající síly po rozpětí

6.2.8 Zatížení ohybovým momentem

Obdobně jako pro tahovou sílu byla vytvořena rovnice pro ohybový moment:

$$M_o(x) = -17,79 \cdot x^3 + 539,25 \cdot x^2 - 913 \cdot x \quad (6.20)$$



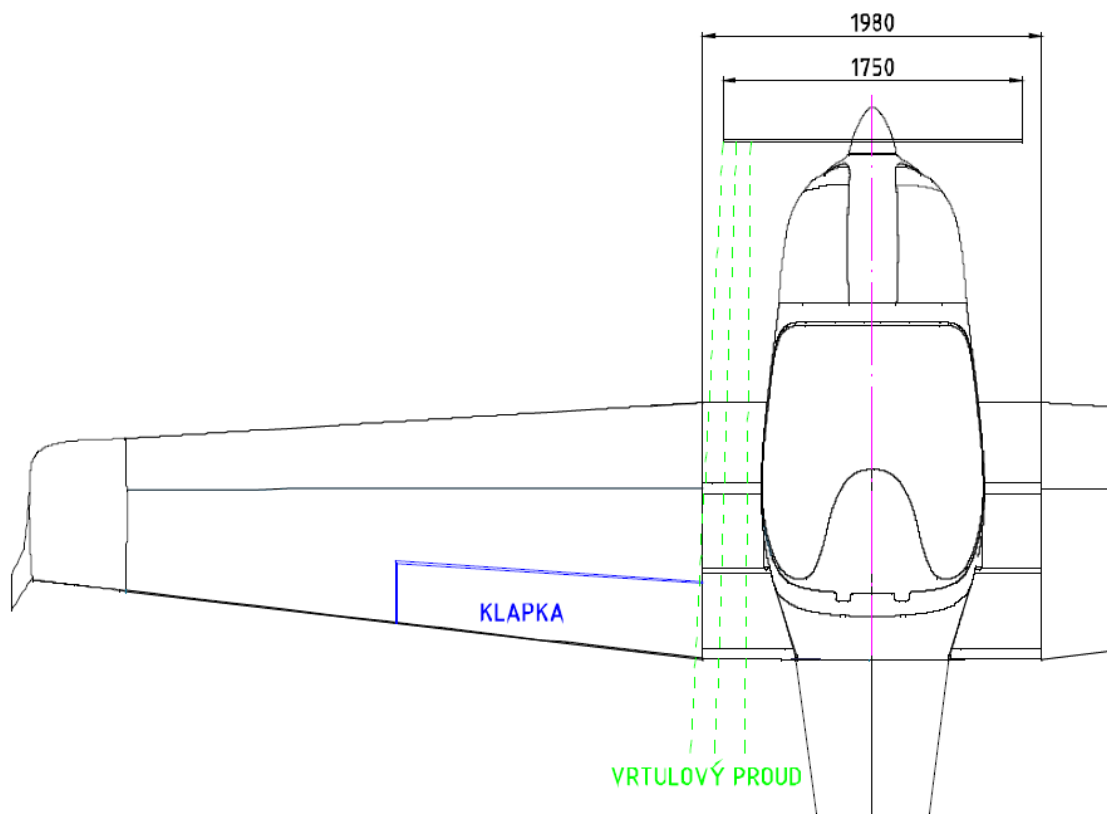
Obr. 33 Průběh ohybového momentu po rozpětí

Tab. 20 Hodnoty ohybového momentu po rozpětí

b(x) [m]	0	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
Mo(x) [N·m]	0	0	-85,9	-161,2	-225,8	-280,1	-323,9
b(x) [m]	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2
Mo(x) [N·m]	-357,5	-381,0	-394,4	-397,9	-391,5	-375,5	-349,8
b(x) [m]	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	
Mo(x) [N·m]	-314,7	-270,1	-216,2	-153,2	-81,1	0	

6.2.9 Zatížení od vrtulového proudu

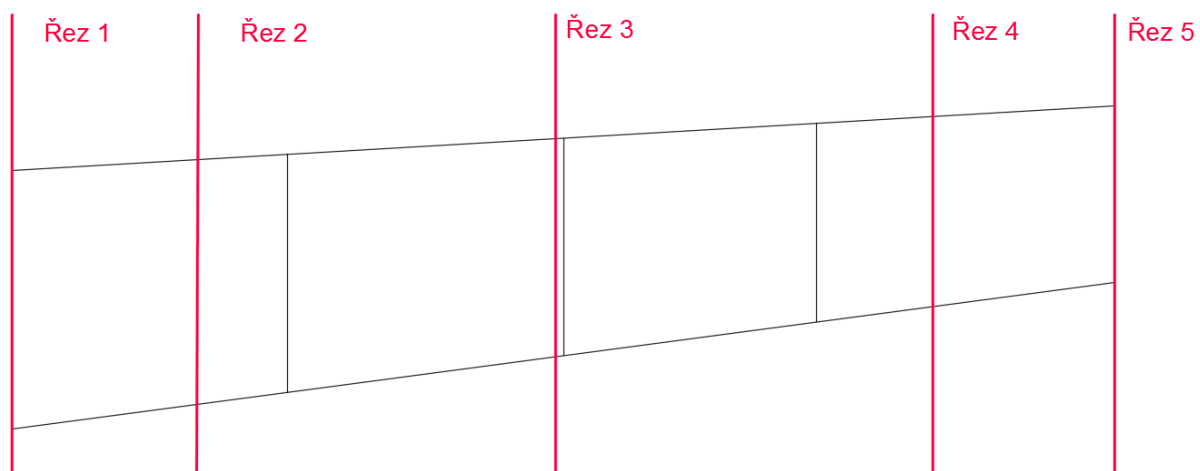
Vztlaková klapka se nachází na vnějším křídle. Největší průměr vrtule používané pro motor Rotax 912/914 má průměr 1750 mm. Z Obr. 34 je názorně vidět, že proud od vrtule klapku téměř neovlivní. Proto toto zatížení nebylo počítáno. [6]



Obr. 34 Vliv vrtulového proudu na klapku [6]

6.3 Pevnostní kontrola klapky

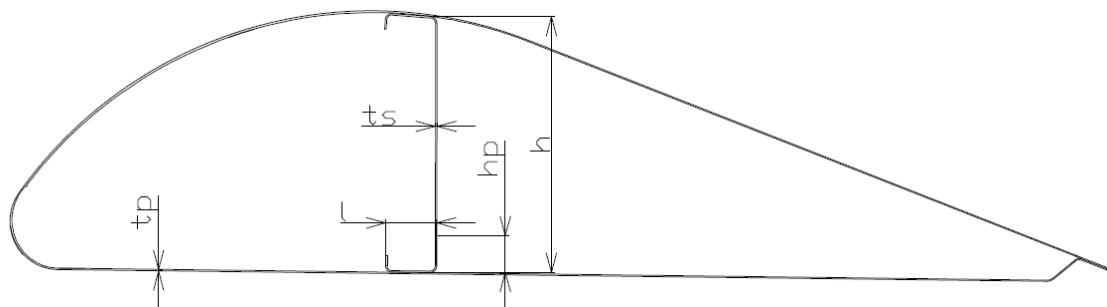
Pevnostní kontrola byla provedena v pěti místech (Obr. 35). V kořenovém a koncovém řezu, v místě max. ohybového momentu a v přechodech geometrie nosníku.



Obr. 35 Schéma kontrolních řezů klapky

Tab. 21 Veličiny pro jednotlivé kontrolní řezy

	Kořen	Přechod 1	Mo max	Přechod 2	Konec
h [mm]	100	97,3	92,7	86,6	84,5
Mo [N·mm]	0	225 847	397 980	216 229	0
t _s [mm]	0,637	0,637	0,637	0,637	0,637
t _{pás} [mm]	0,637	0,637	1,135	0,637	0,637
t _p [mm]	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
h _e [mm]	90	87,6	82,9	77,9	76
S _p [mm ²]	28,8	28,8	46,9	28,8	28,8
Poloha řezu [mm]	0	300	885	1500	1800
Číslo řezu	1	2	3	4	5



Obr. 36 Schéma tvaru klapky s nosíkem

Vlastnosti použitých materiálů:

Plech: ČSN 424253.62: R_m = 400MPa; R_{p0,2} = 270MPa; E = 72000 MPa

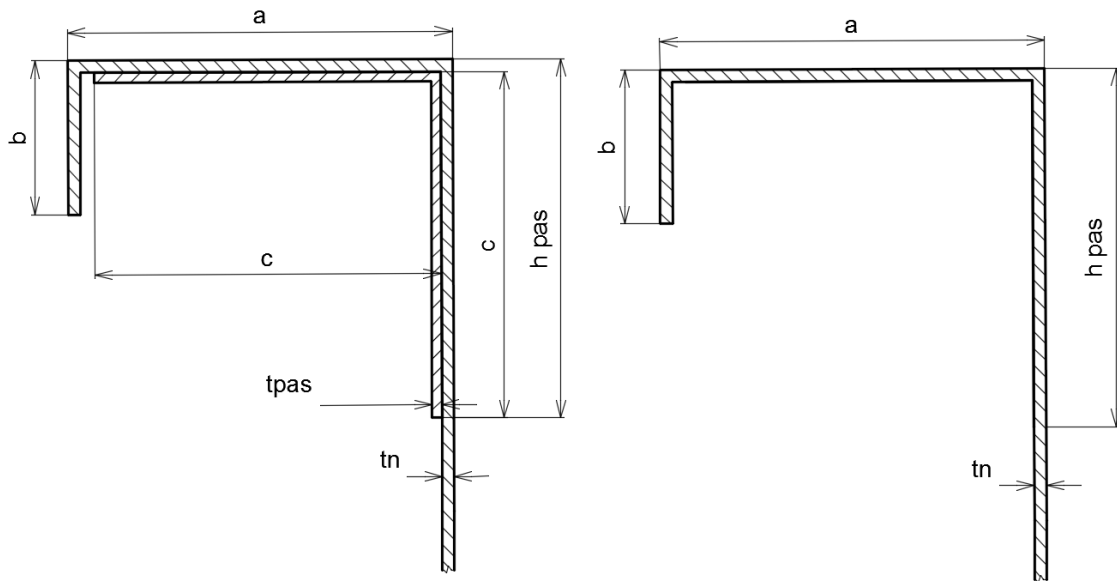
Úhelníky: ČSN 424203.61: R_m = 420MPa; R_{p0,2} = 270MPa; E = 72000 MPa

6.3.1 Kontrola pásnice nosníku

Pásnice jsou namáhány normálovou silou N od ohybového momentu a byly kontrolovány ve třech kontrolních řezech, a to v místě největšího ohybového momentu (řez 3) a v místech změny geometrie pásnice nosníku (řezy 2 a 4). Ve výpočtech byla užitá efektivní výška, která se rovná 90% výšky reálné v jednotlivých řezech ($h_e = 0,9 \cdot h_{\text{řezu}}$).

Tab. 22 Rozměry pásnice nosníku

a [mm]	20	t _{pas} [mm]	0,5
b [mm]	8	t _n [mm]	0,635
c [mm]	18	h _{pás} [mm]	18,635



Obr. 37 Geometrie pásnice nosníku pro řez 3 (vlevo) a pro zbylé řezy (vpravo)

Profil se rozdělí na přímé desky, které se kontrolují každá zvlášť. Jednotlivým deskám se určí štíhlost (rovnice (6.23) a uložení (tabulka 2.6 z [4]). Z diagramu v tabulce 2.6 [4] se odečte kritické napětí, při němž jednotlivé desky ztratí stabilitu. Nejmenší součinitel rezervy stability je hledaná tvarová pevnost profilu v čistém tlaku. Níže je uveden postup výpočtu pro desku 1. Výsledky jsou uvedeny v Tab. 23. [4]

Součinitel rezervy stability a pevnosti řez 3

Síla působící na pásnici:

$$N = \frac{M_o}{h_e} = \frac{397980}{82,9} = 4802,8 \text{ N} \quad (6.21)$$

Vztah pro napětí v pásnici:

$$\sigma = \frac{N}{S_p} = \frac{4802,8}{46,9} = 102,4 \text{ MPa} \quad (6.22)$$

K určení uložení je nutno nejprve zjistit štíhlost desky (Verze pro desku 1, zbylé hodnoty jsou uvedeny v Tab. 23):

$$\frac{b}{t} = \frac{h_{pás}}{t_{pas} + t_n} = \frac{18,635}{0,635 + 0,5} = 16,4 \quad (6.23)$$

Bylo zvoleno vetknutí na prvním konci a kloubové uložení na konci druhém – $k=4,69$ (ústní sdělení Ing. Katriňák) a z grafu 2.6 z [4] bylo odečteno kritické napětí $\sigma_{krit}= 270 \text{ MPa}$, pak součinitel rezervy stability desky 1 je:

$$\eta = \frac{\sigma_{krit}}{\sigma} = \frac{270}{102,4} = 2,64 \quad (6.24)$$

Součinitel rezervy pevnosti:

$$\eta = \frac{R_m}{\sigma} = \frac{420}{102,4} = 4,1 \quad (6.25)$$

Tab. 23 Součinitel rezervy stability pro jednotlivé desky

	b/t	k	σ_{krit} [MPa]	RF stability
Deska 1	16,4	4,69	275	2,68
Deska 2	17,62	3,62	270	2,64
Deska 3	12,6	1,2	270	2,64

Součinitel rezervy stability a pevnosti řezu 2 a 4

Výpočet proběhl analogicky s výpočtem pro řez 3. Výsledky jsou uvedeny v Tab. 24

Tab. 24 Výsledky kontroly pásnice nosníku pro řez 2 a 4

Číslo řezu	2			4		
Síla do pásnice – N [N]	2569,8			2765,7,2		
Napětí v pásnici – σ [MPa]	89,2			96		
Součinitel rezervy pevnosti [-]	4,7			4,4		
Deska	1	2	3	1	2	3
b/t	28,9	31,5	12,6	28,9	31,5	12,6
σ_{krit} [MPa]	242	210	270	242	210	270
Součinitel rezervy stability [-]	2,7	2,35	3	2,52	2,18	2,8

6.3.2 Kontrola stojiny nosníku

Stojina je namáhána smykovými toky od posouvající síly T a kroutícího momentu. Kontrolní řezy jsou 1 a 5. Vztah pro výpočet smykových toků je časově velice náročný, proto bylo přistoupeno k zjednodušené verzi (rovnice (6.26)), kdy vycházejí téměř stejné hodnoty.

$$q = \frac{T \cdot S_x}{J_x} \doteq \frac{T}{h_e} \quad (6.26)$$

Smykový tok v kořeni:

$$q_0 = q_{z0} = \frac{R_1}{h_{e0}} = \frac{913}{90} = 10,1 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1} \quad (6.27)$$

a na konci:

$$q_k = q_{zk} = \frac{R_2}{h_{ek}} = \frac{855,4}{76} = 11,3 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1} \quad (6.28)$$

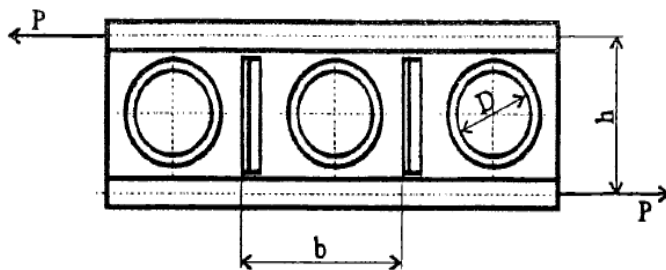
Únosnost stojiny – Kořen:

$$\frac{h_{e0}}{t_n} = \frac{90}{0,635} = 141,7 \quad (6.29)$$

- Konec:

$$\frac{h_{ek}}{t_n} = \frac{76}{0,635} = 119,8 \quad (6.30)$$

Byla odečtena únosnost hladké desky q_{pk} a q_{p0} (dle grafu 3.7 z [4]). Do výpočtu byl zahrnut vliv odlehčovacích děr rovnicí (6.31) pro kořen a rovnicí (6.32) pro konec klapky.



D_k [mm]	47,7
D_0 [mm]	41,75
q_{p0} [$\text{N} \cdot \text{mm}^{-1}$]	46
q_{pk} [$\text{N} \cdot \text{mm}^{-1}$]	48

Obr. 38 Ilustrační schéma odlehčovacích děr stojiny [4]

Dovolený smykový tok pro kořen klapky:

$$q_{0dov} = q_{op} \cdot \left(1 - \frac{D_0}{h_{e0}}\right) = 46 \cdot \left(1 - \frac{47,7}{90}\right) = 21,6 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1} \quad (6.31)$$

Dovolený smykový tok pro konec klapky:

$$q_{kdov} = q_{kp} \cdot \left(1 - \frac{D_k}{h_{ek}}\right) = 48 \cdot \left(1 - \frac{41,75}{76}\right) = 21,7 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1} \quad (6.32)$$

Součinitel rezervy únosnosti – Kořen:

$$\eta = \frac{q_{0dov}}{q_o} = \frac{21,6}{10,1} = 2,1 \quad (6.33)$$

- Konec:

$$\eta = \frac{q_{kdov}}{q_k} = \frac{21,7}{11,3} = 1,9 \quad (6.34)$$

Stabilita stojiny

K odečtení součinitele k_r z grafu 3.2 [4] bylo nejprve nutno zjistit poměr efektivní výšky stojiny ku délce stojiny (vzdálenost k nejbližšímu žebru) pro kořen klapky (rovnice (6.35)) a pro konec klapky (rovnice (6.36)).

$$\frac{h_{e0}}{l_{v0}} = \frac{90}{450} = 0,20 \quad (6.35)$$

$$\frac{h_{ek}}{l_{vk}} = \frac{76}{450} = 0,17 \quad (6.36)$$

Součinitel k_τ pro kořen je 5,1 a pro konec $k_\tau = 5$. Kritické napětí ve stojně – kořen:

$$\tau_{0krit} = k_\tau \cdot E \cdot \left(\frac{t}{h_{e0}}\right)^2 = 5,1 \cdot 72000 \cdot \left(\frac{0,635}{90}\right)^2 = 18,3 \text{ MPa} \quad (6.37)$$

- Konec:

$$\tau_{kkrit} = k_\tau \cdot E \cdot \left(\frac{t}{h_{ek}}\right)^2 = 5 \cdot 72000 \cdot \left(\frac{0,635}{76}\right)^2 = 25,1 \text{ MPa} \quad (6.38)$$

Napětí ve stojně – kořen:

$$\tau_0 = \frac{q_0}{t_s} = \frac{10,1}{0,635} = 16 \text{ MPa} \quad (6.39)$$

- Konec:

$$\tau_k = \frac{q_k}{t_s} = \frac{11,3}{0,635} = 17,7 \text{ MPa} \quad (6.40)$$

Součinitel rezervy stability – Kořen:

$$\eta = \frac{\tau_{0krit}}{\tau_0} = \frac{18,3}{16} = 1,14 \quad (6.41)$$

- Konec:

$$\eta = \frac{\tau_{kkrit}}{\tau_k} = \frac{25,1}{17,7} = 1,41 \quad (6.42)$$

6.3.3 Kontrola nýtů nosníku

Nýty jsou kontrolovány na ustrižení na stojně v kořeni a na konci. Namáhány jsou od smykových toků ve stojně. [6]

Rozteče nýtu: kořen: $r_{n,0} = 27,5 \text{ mm}$

konec: $r_{n,k} = 30 \text{ mm}$

Síla na jeden nýt: kořen

Konec

$$F_{n0} = q_0 \cdot r_{n,0} = 10,1 \cdot 27,5 = 278 \text{ N} \quad (6.43)$$

$$F_{nk} = q_k \cdot r_{n,k} = 11,3 \cdot 30 = 339 \text{ N} \quad (6.44)$$

Únosnost plných nýtů o průměru 3 mm pro jednostřížný spoj a minimální tloušťku plechu 0,5 mm (z tabulky 4.1 z [4]) je 1215 N.

Součinitel rezervy nýtů – Kořen:

- Konec:

$$\eta = \frac{F_{ún}}{F_{n0}} = \frac{1215}{278} = 4,3 \quad (6.45)$$

$$\eta = \frac{F_{ún}}{F_{nk}} = \frac{1215}{339} = 3,5 \quad (6.46)$$

K výpočtu součinitele otláčení nýtu je nutné zjistit dovolenou sílu otláčení:

$$F_{otl} = 1,5 \cdot R_m \cdot d \cdot t = 1,5 \cdot 440 \cdot 3 \cdot 0,4 = 792 \text{ N} \quad (6.47)$$

Součinitel rezervy otláčení nýtů – Kořen:

- Konec:

$$\eta = \frac{F_{otl}}{F_{n0}} = \frac{792}{278} = 2,8 \quad (6.48)$$

$$\eta = \frac{F_{otl}}{F_{nk}} = \frac{792}{339} = 2,3 \quad (6.49)$$

Analogicky byl výpočet proveden pro otláčení nosníku a potahu (Tab. 25).

Tab. 25 Součinitele rezervy otláčení potahu a nosníku

	Kořen		Konec	
	F _{otl} [N]	RF [-]	F _{otl} [N]	RF [-]
Nosník	945	3,4	945	2,8
Potah	720	2,6	720	2,12

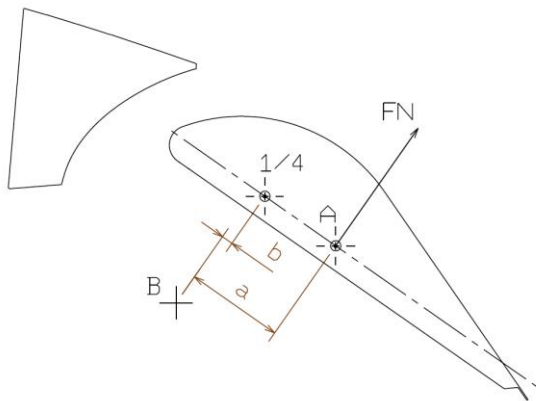
6.3.4 Kontrola závěsů

Kořenové a koncové závěsy klapky jsou konstrukčně a rozměrově velice podobné. Vzhledem k tomu, že na koncové závěsy působí pouze síla R_2 (rovnice(6.15)), lze předpokládat, že v případě vyhovění kořenových závěsů vyhoví koncové závěsy automaticky také.

Nejprve bylo nutné zjistit závěsový moment, který je vyvolán silou F_N (Tab. 18) a působí na rameni a (Obr. 39). Kontrolní řez je vytvořen v místě působení zmíněné síly F_N . Jako hlavní tětíva klapky v tomto případě je považován řez procházející těžištěm lichoběžníkového zatěžujícího obrazce.

Rovnice pro moment do závěsu:

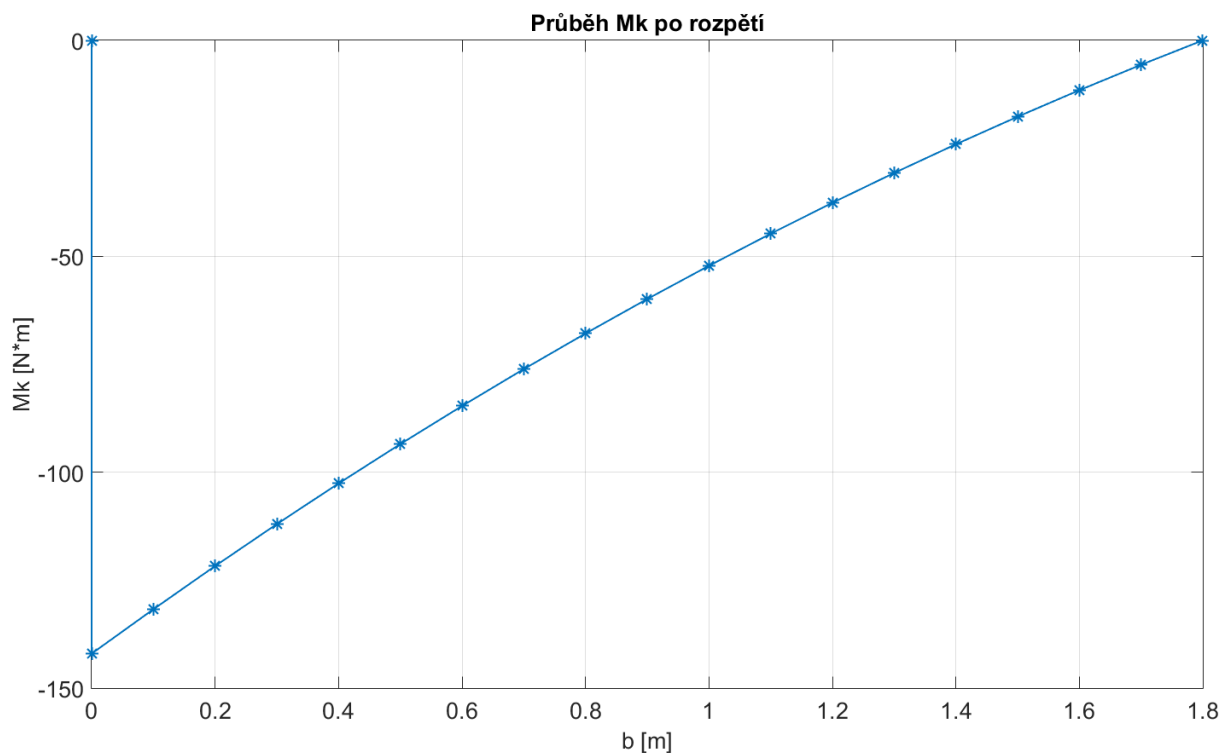
$$M_k = F_N \cdot a = = 1768,3 \cdot 80,4 = 142\,171,3 \text{ N} \cdot \text{mm} \quad (6.50)$$



Hloubka klapky – c_r	395,5 mm
Místo řezu – y_F	870 mm
Rameno – a	80,4 mm

Obr. 39 Moment do závěsu

Výsledek byl ověřen numerickou integrací posouvající síly T od liniového zatížení. Z Obr. 40 je patrné, že M_{kmax} je téměř identické s výpočtem v rovnici (6.50). Proto bylo usouzeno, že zjednodušený výpočet touto rovnicí je dostačující.



Obr. 40 Průběh kroučícího momentu po rozpětí

Síla od táhla:

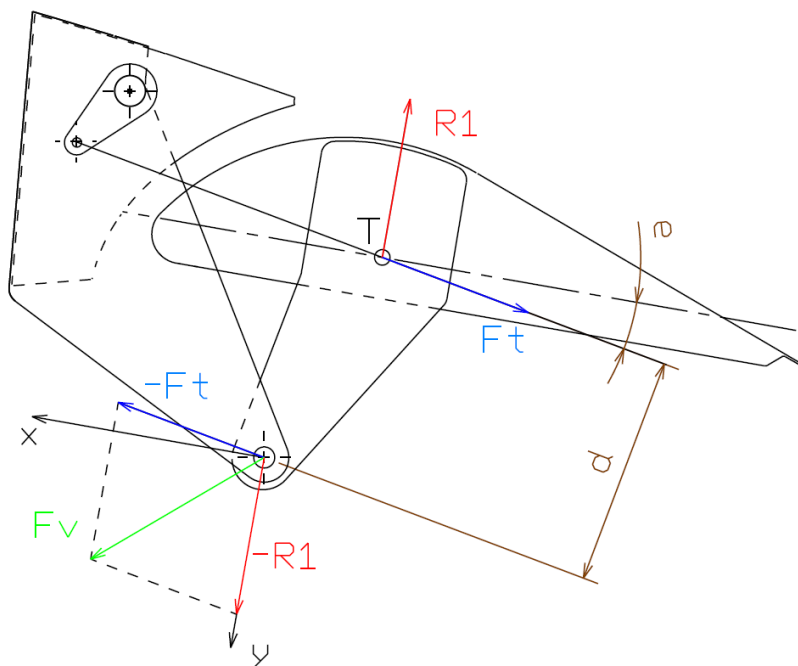
Z Obr. 41 vyplývá, že je nutno provést výpočet síly pro všechny 3 polohy klapky. Ke kontrole byl uvažován pouze kořenový závěs, ve kterém působí síla od táhla udržující klapku v požadovaných polohách. Následující rovnice slouží k výpočtu výsledné síly F_v působící na závěs. Z Tab. 26 je patrné, že síla F_v dosahuje maximální velikosti v případě, kdy klapka je vysunuta v přistávací poloze (úhel vyklopení 35°).

$$F_t = \frac{M_k}{d} \quad (6.51)$$

$$\sum F_x = F_t \cdot \cos e \quad (6.52)$$

$$\sum F_y = R_1 - F_t \cdot \sin e \quad (6.53)$$

$$F_v = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (6.54)$$



Obr. 41 Klapka ve vzletové poloze (10°) a síly působící na závěs

Tab. 26 Výsledné síly působící na závěs pro jednotlivé polohy klapky

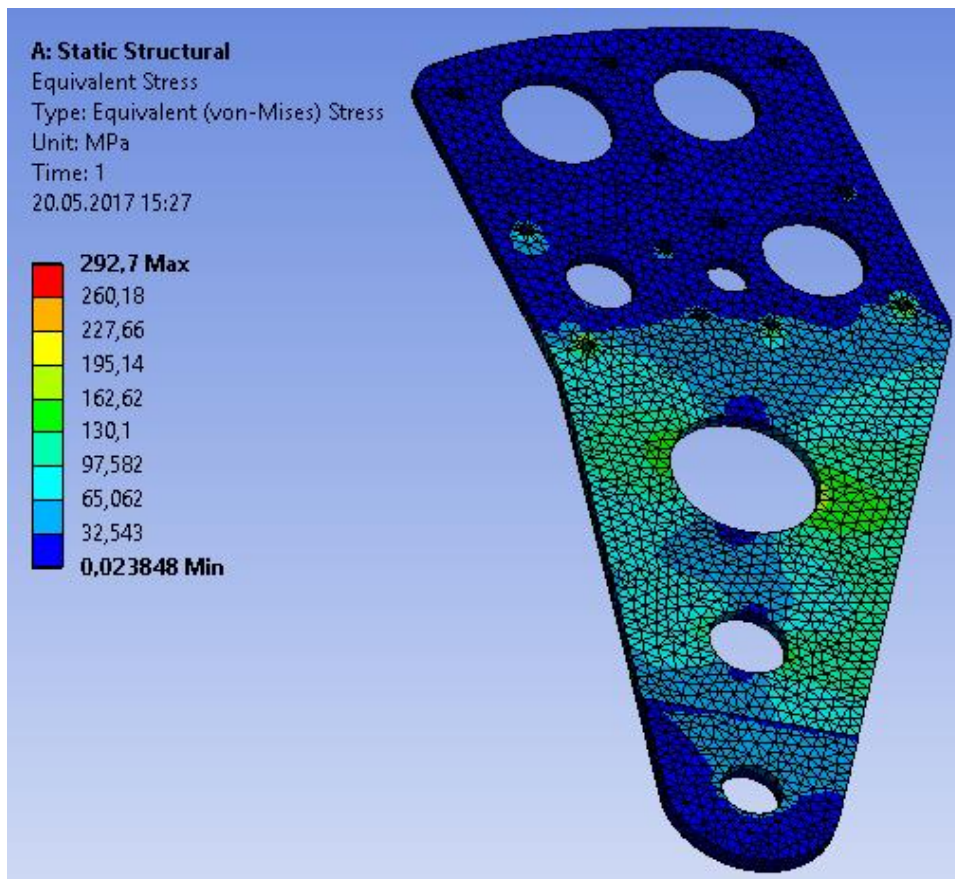
Úhel vyklopení klapky [°]	0	10	35
Rameno – d [mm]	149,19	148,16	145,45
Síla od táhla – F_t [N]	953	959,6	977,5
Úhel – e [°]	27,78	10,69	0,79
Síly v ose x – F_x [N]	843,8	943	977,4
Síly v ose y – F_y [N]	468,8	735	913
Výsledná síla – F_v [N]	964,7	1195,6	1337,5

Kontrola závěsů – MKP

Kontrola závěsů byla provedena metodou MKP (metoda konečných prvků) v programu ANSYS workbench za použití toolboxu *Static Structural*. Studentská licence omezuje maximální počet uzlů sítě na 32 tisíc, což značně snižuje přesnost simulace. Jedná se tedy jen o jednoduchý kontrolní výpočet, jehož účelem je ověření možných tvoreb koncentrací napětí. Výpočetní síť je typu *Tetraprism* o maximální velikosti elementu:

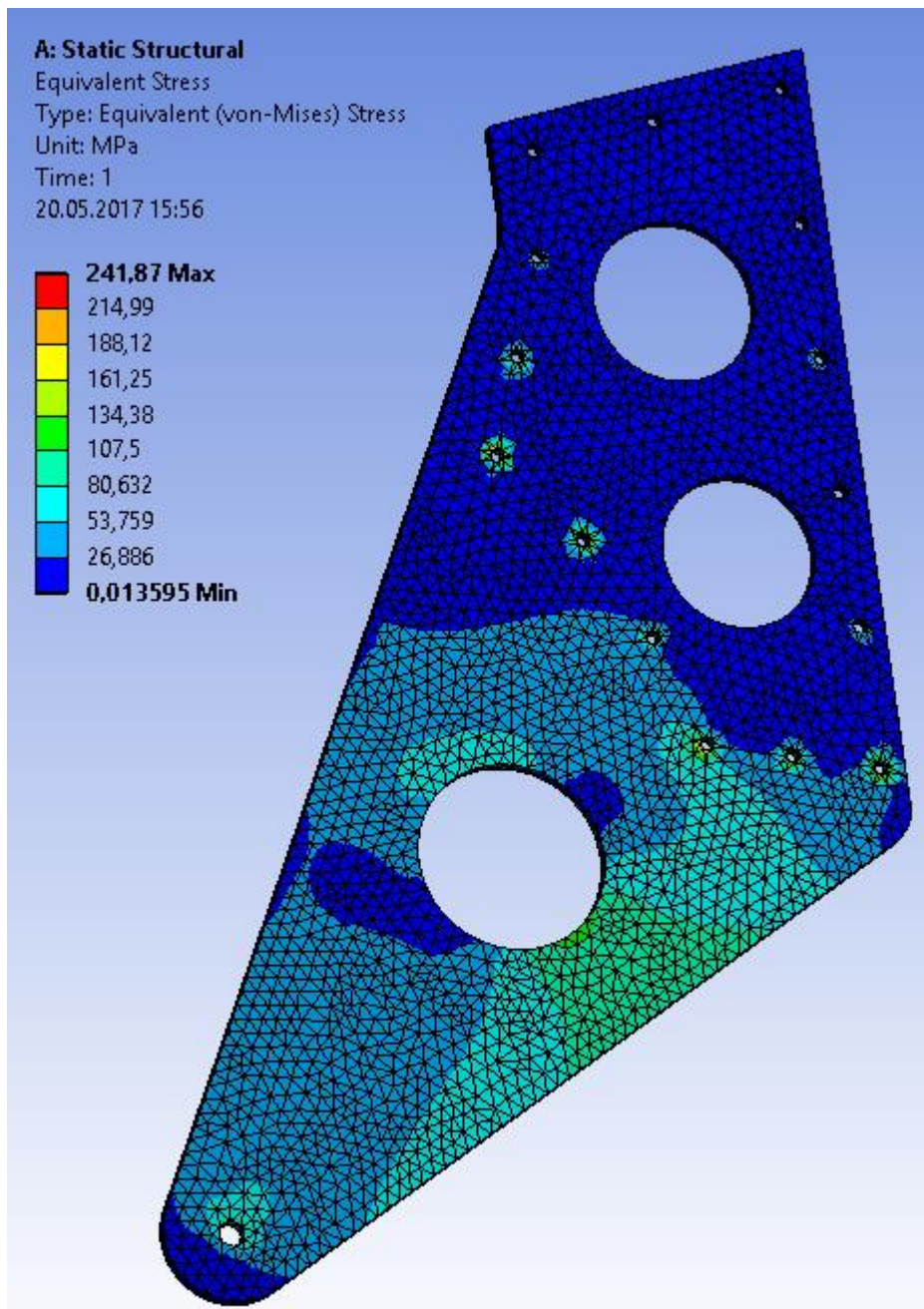
- Kořenový závěs na klapce – 3 mm
- Kořenový závěs na křídle – 3,5 mm

Díry na nýty jsou vetknuty a síla $F_v=1337$ N (z Tab. 26) působí v místě čepu závěsu. Závěsy disponují materiálem Z424203.6 o tloušťce 3 mm. Obr. 42 a Obr. 43 zobrazují průběhy ekvivalentního napětí na kořenovém závěsu na klapce, respektive kořenovém závěsu na křídle.



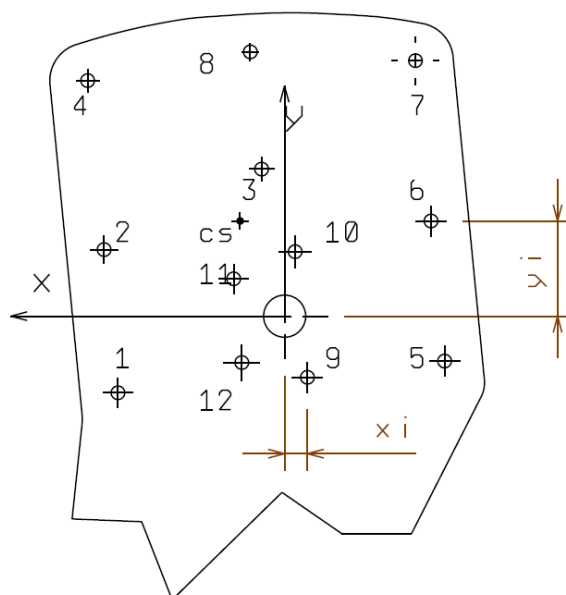
Obr. 42 MKP – kořenový závěs na klapce

Ze zmíněných obrázků vyplývá, že nedochází k tvorbě nebezpečných koncentrací napětí.



Obr. 43 MKP – kořenový závěs na křídle

Kontrola nýtů závěsu na klapce



Obr. 44 Číslo nýtů

Nýty závěsu se kontrolují na stříh, otláčení nýtu a otláčení žebra. Hlavní nosné nýty, které spojují žebro se závěsem a nosníkem, jsou 3, 5, 6, 7 a 8 z Obr. 44. Byly vybrány trhací nýty série 1071 z [16] o průměru 4 mm kombinace hliník – nerez, které ve stříhu vydrží 1200 N. Zbylé nýty (stejný typ) mají průměr 3,2 mm s maximální nosností ve stříhu 760 N.

Plocha nýtu – Ø4 mm:

$$S = \pi \cdot r^2 = 3,14 \cdot 2^2 = 12,6 \text{ mm}^2 \quad (6.55)$$

Plocha nýtu – Ø3,2 mm:

$$S = 3,14 \cdot 1,6^2 = 8 \text{ mm}^2 \quad (6.56)$$

Modul pružnosti ve smyku duralu:

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)} = \frac{72000}{2 \cdot (1 + 0,33)} = 27000 \text{ MPa} \quad (6.57)$$

K výpočtu sil na jednotlivé nýty bylo nejprve zapotřebí najít střed smyku, ke kterému se počítají rotační síly. Souřadnice smyku do směru osy x/y, kde n je počet nýtů, a i číslo nýtu:

Osa x:

$$x_{cs} = \frac{\sum_i^n G_i \cdot S_i \cdot x_i}{\sum_i^n G_i \cdot S_i} \quad (6.58)$$

Osa y:

$$y_{cs} = \frac{\sum_i^n G_i \cdot S_i \cdot y_i}{\sum_i^n G_i \cdot S_i} \quad (6.59)$$

Dále bylo nutno spočítat spojnicí středu smyku s jednotlivými nýty následující rovnici:

$$r_i = \sqrt{(x_i - x_{cs})^2 + (y_i - y_{cs})^2} \quad (6.60)$$

Výpočet rotační složky síly do směru osy x: a osy y:

$$F_{Rxi} = F_x \cdot y_{cs} \cdot \frac{S_i \cdot G_i \cdot r_i}{\sum_i^n G_i \cdot S_i \cdot r_i^2} \quad (6.61) \quad F_{Ryi} = F_y \cdot x_{cs} \cdot \frac{S_i \cdot G_i \cdot r_i}{\sum_i^n G_i \cdot S_i \cdot r_i^2} \quad (6.62)$$

Rovnice pro translační složku síly působící na jednotlivé nýty:

V ose x:

V ose y:

$$F_{Txi} = F_x \cdot \frac{S_i \cdot G_i}{\sum_i^n G_i \cdot S_i} \quad (6.63) \quad F_{Tyi} = F_y \cdot \frac{S_i \cdot G_i}{\sum_i^n G_i \cdot S_i} \quad (6.64)$$

Vztah pro výslednou sílu na nýt v ose x:

A v ose y:

$$\sum F_{xi} = F_{Txi} + F_{Rxi} \quad (6.65) \quad \sum F_{yi} = F_{Tyi} + F_{Ryi} \quad (6.66)$$

Výsledná síla působící na jednotlivé nýty (hodnoty v Tab. 27):

$$F_i = \sqrt{F_{yi}^2 + F_{xi}^2} \quad (6.67)$$

Tab. 27 Výsledné síly působící na jednotlivé nýty

Č. nýtu	x _i [mm]	y _i [mm]	S _i [mm ²]	F _{xi} [N]	F _{yi} [N]	F _i [N]
1	36,6	-18,2	8	113,5	-61,3	129,0
2	42,9	15,8	8	104,1	-61,3	120,8
3	5,4	35,0	12,56	123,4	-96,5	156,7
4	46,8	56,0	8	117,1	-61,3	132,2
5	-38,0	-10,7	12,56	172,3	-96,3	197,4
6	-34,8	22,6	12,56	151,4	-96,4	179,5
7	-31,1	60,7	12,56	172,6	-96,3	197,6
8	8,2	62,8	12,56	161,6	-96,3	188,2
9	-5,4	-14,5	8	98,0	-61,4	115,6
10	-2,5	15,3	8	71,7	-61,5	94,4
11	12,1	8,9	8	81,3	-61,4	101,9
12	10,2	-11,0	8	95,9	-61,4	113,9

Součinitel rezervy nýtu byl počítán pouze pro maximální sílu z Tab. 27 pro oba průměry nýtu:

Nýt 4 (Ø3,2 mm):

$$\eta = \frac{F_{\dot{U}}}{F_4} = \frac{760}{132,2} = 5,7 \quad (6.68)$$

Nýt 5 (Ø4 mm):

$$\eta = \frac{F_{\dot{U}}}{F_5} = \frac{1200}{197,4} = 6 \quad (6.69)$$

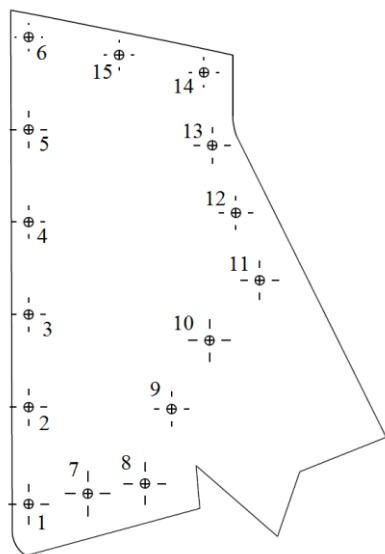
Kontrola otláčení:

Kontrola otláčení proběhla analogicky s kapitolou 6.3.3.

Tab. 28 Kontrola otláčení pro nýty 4 a 5

	Pro nýt 4 (Ø3,2 mm)		Pro nýt 5 (Ø4 mm)	
	F _{otl} [N]	RF [-]	F _{otl} [N]	RF [-]
Závěs	6336	48	7920	40
Žebro	960	7,3	1260	6,4
Nýt	1056	8	1320	6,7

Kontrola nýtů závěsu na křídle



Obr. 45 Číslo nýtů závěsu na křídle

Výpočet proběhl analogicky s výpočtem nýtu závěsu na klapce (hodnoty v Tab. 29). Je použit stejný typ nýtu jako v předchozím případě s následujícím rozdělením:

- Nýty 1-8,14 a 15 (Obr. 45) – průměr 4 mm (únosnost ve stříhu 1200 N)
- Nýty 9-13 – průměr 4 mm (únosnost ve stříhu 760 N)

Tab. 29 Výsledné síly působící na jednotlivé nýty – závěs na křídle

Č. nýtu	x _i [mm]	y _i [mm]	S _i [mm ²]	F _{xi} [N]	F _{yi} [N]	F _i [N]
1	169,0	103,9	12,6	355,3	-271,7	447,3
2	169,0	137,4	12,6	253,4	-198,3	321,8
3	169,0	169,4	12,6	177,1	-143,4	227,9
4	169,0	201,4	12,6	182,9	-147,5	235,0
5	169,0	233,4	12,6	263,3	-205,5	334,0

6	169,0	265,4	12,6	361,4	-276,1	454,8
7	148,5	107,5	12,6	329,2	-252,9	415,1
8	128,7	110,9	12,6	320,3	-246,5	404,1
9	119,5	136,7	8,0	157,4	-123,4	200,0
10	106,4	160,4	8,0	136,8	-108,6	174,7
11	89,0	181,2	8,0	158,9	-124,6	201,9
12	97,2	204,6	8,0	151,3	-119,1	192,5
13	105,4	227,9	8,0	168,5	-131,4	213,7
14	108,3	253,1	12,6	330,8	-254,1	417,2
15	137,7	259,2	12,6	326,1	-250,7	411,3

Součinitel rezervy pro – Nýt 13 (Ø3,2 mm): - Nýt 6 (Ø4 mm):

$$\eta = \frac{F_{\dot{U}}}{F_{13}} = \frac{760}{213,7} = 3,6 \quad (6.70)$$

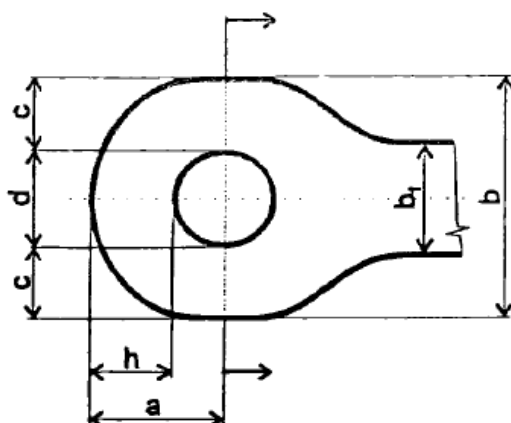
$$\eta = \frac{F_{\dot{U}}}{F_6} = \frac{1200}{454,8} = 2,6 \quad (6.71)$$

Kontrola otlačení:

Tab. 30 Kontrola otlačení pro nýty 6 a 13

	Pro nýt 13 (Ø3,2 mm)		Pro nýt 6 (Ø4 mm)	
	F _{otl} [N]	RF [-]	F _{otl} [N]	RF [-]
Závěs	6336	30	7920	17,4
Žebro	960	4,5	1260	2,77
Nýt	1056	4,9	1320	2,9

Kontrola oka závěsu na klapce



Obr. 46 Rozměry oka [4]

d	14 mm
a	20 mm
t	4 mm
b	40 mm
c	13 mm
R _m	404 MPa
R _{p0,2}	270 MPa

Kontrola oka se počítá s ohledem na pevnost a na deformaci, dále se dělí na utržení oka, roztržení oka a vysmeknutí čepu a otlačení oka pro čistý tlak. K řešení byly využity tabulky 4.4 z [4].

Kontrolu oka s ohledem na pevnost

Utržení oka:

$$\sigma = 1,2 \cdot \frac{F_v}{2 \cdot c \cdot t} = 1,2 \cdot \frac{1340}{2 \cdot 13 \cdot 4} = 15,4 \text{ MPa} \quad (6.72)$$

Součinitel rezervy utržení oka:

$$\eta = \frac{\sigma}{R_m} = \frac{15,4}{404} = 23,8 \quad (6.73)$$

Vysmeknutí čepu a roztržení oka:

$$\sigma_{otl} = \frac{F_v}{d \cdot t} = \frac{1340}{14 \cdot 4} = 23,8 \text{ MPa} \quad (6.74)$$

Dovolené napětí:

$$\sigma_{otl \text{ dov}} = R_m \cdot 1,35 = 545,4 \text{ MPa} \quad (6.75)$$

Součinitel rezervy vysmeknutí čepu a roztržení oka:

$$\eta = \frac{\sigma_{otl}}{\sigma_{otl \text{ dov}}} = \frac{23,8}{545,4} = 22,8 \quad (6.76)$$

Součinitel rezervy otláčení oka jen pro čistý tlak, kde $\sigma_{otl \text{ dov}2} = 2,65 \cdot R_m = 1010 \text{ MPa}$:

$$\eta = \frac{\sigma_{otl}}{\sigma_{otl \text{ dov}2}} = \frac{23,8}{1010} = 42,3 \quad (6.77)$$

Kontrolu oka s ohledem na Deformaci

k_1 – vliv zúžení za okem	1
k_2 – vliv směru působení síly na oko	0,9
f_1 – vliv tloušťky oka a vzdálenosti od okraje	1,15
f_2 – vliv dovolené deformace oka	0,93
f_3 – vliv vůle dovolené při výrobě	1
f_4 – vliv druhu zatížení a významu části draku letounu	0,8

Koeficienty byly odečteny z tabulek 4.4 [4]

Utržení oka:

$$\sigma = \frac{F_v}{2 \cdot c \cdot t} = \frac{1340}{2 \cdot 13 \cdot 4} = 12,8 \text{ MPa} \quad (6.78)$$

Dovolené napětí:

$$\sigma_{PT} = 0,735 \cdot R_{p0,2} \cdot f_2 \cdot f_3 \cdot f_4 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \left(\frac{1}{0,75}\right) = 177,2 \text{ MPa} \quad (6.79)$$

Součinitel rezervy:

$$\eta = \frac{\sigma}{\sigma_{PT}} = \frac{177,2}{12,83} = 13,8 \quad (6.80)$$

Roztržení oka a vysmeknutí čepu:

$$\sigma_{otl \text{ dov}} = R_{p0,2} \cdot f_1 \cdot f_2 \cdot f_3 \cdot f_4 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \left(\frac{1}{0,75}\right) = 277,2 \text{ MPa} \quad (6.81)$$

Součinitel rezervy:

$$\eta = \frac{\sigma_{otl \text{ dov}}}{\sigma_{otl}} = \frac{277,2}{23,8} = 11,6 \quad (6.82)$$

Otlačení oka pro čistý tlak

Zjištění $\sigma_{otl \text{ dov}}$ probíhá analogicky s rovnicí (6.81) s rozdílným $f_1=1,26$, pak součinitel rezervy je:

$$\eta = \frac{\sigma_{otl \text{ dov}}}{\sigma_{otl}} = \frac{303,7}{23,8} = 12,7 \quad (6.83)$$

Kontrola oka závěsu na křídle

Kontrola oka závěsu na křídle probíhá analogicky s kontrolou oka závěsu na klapce. Liší se pouze v rozměrech a příslušných koeficientech. Výsledky jsou uvedeny v Tab. 33.

Tab. 31 Rozměry oka závěsu na křídle

d	14	mm
a	20	mm
t	4	mm
b	40	mm
c	13	mm
R _m	404	MPa
R _{p0,2}	270	MPa

Tab. 32 Koefficienty pro výpočet oka závěsu na křídle

k ₁	1
k ₂	0,9
f ₁	1,3
f ₂	0,97
f ₃	1
f ₄	0,8

Tab. 33 Výsledky kontroly oka závěsu na křídle

Kontrola oka s ohledem na	Pevnost	Deformaci
Utržení oka – σ [MPa]	15,4	12,8
σ_{PT} [MPa]	420	184,8
Součinitel rezervy [-]	17,5	14,4
Roztrhnutí oka a vysmeknutí čepu – σ_{otl} [MPa]	55,62	55,62
$\sigma_{otl\ dov}$ [MPa]	929,1	326,9
Součinitel rezervy [-]	16,7	5,9
Pro cisty tlak – σ_{otl} [MPa]	55,62	55,62
$\sigma_{otl\ dov}$ [MPa]	1212	339,4
Součinitel rezervy	21,8	6,1

Kontrola čepu a ložiska závěsu

Z předpisu ASTM F2245 je známo, že potřebný součinitel bezpečnosti čepu a ložiska závěsu vztlakové klapky je 4,45 pro početní zatížení.

Tab. 34 Kontrola ložiska a čepu závěsu [7]

Součást	Čep závěsu klapky	Ložisko závěsu klapky
Charakteristický rozměr	Ø6mm	š6
Mez pevnosti v tahu	1100 MPa	
Únosnost	12200 N (ve smyku)	9806 N (radiálně)
Zatížení	1337 N	1337 N
Součinitel bezpečnosti	9,12	7,33

7 Návrh zkoušek

Veškeré kontrolní výpočty (pevnostní i aerodynamické) musí být ověřeny zkouškami, kterými se tato kapitola zabývá.

7.1 Pevnostní zkoušky

Cílem zkoušky je ověření pevnostní způsobilosti nově navržené vztlakové klapky při početním zatížení. Pevnostní zkouška proběhne na křídle, které se upraví na novou vztlakovou klapku. Křídélko a jeho soustava ovládní nemusí být přítomny na zkušební křídle. Pevnostní zkouška vychází ze zpráv [17] a [18].

7.1.1 Uspořádání zkoušky

Křídlo se zavěsí na přípravek, který umožní otáčení křídla okolo jeho podélné osy. K uchycení křídla slouží jeden pomocný a dva hlavní závěsy. Mohou být použity šrouby místo originálních čepů. Navíc křídlo může být jištěno pomocí popruhu uchyceného za poutací oko na spodní straně křídla. [17] [18]

Vztlaková klapka se uchytí na křídlo a vychýlí se do přistávací polohy (35°), ve které se zafixuje pomocí zkušebního táhla. Táhlo se jedním koncem uchytí za ovládací čep klapky a druhým koncem se vzepré k přípravku. Celá zkušební sestava se otočí tak, aby spodní strana vychýlené klapky byla vodorovná. Tato poloha se zafixuje dvěma střížnými trny o průměru 8 mm. [17] [18]

7.1.2 Zatěžování

Rozložení zatížení a velikost zatížení se použijí z kapitoly 6.2, které splňuje požadavek předpisu ASTM F2245. Velikost zatížení odpovídá 180 kg (1768,3 N). Na vodorovný povrch klapky se položí dřevěné desky. Klapka bude postupně zatěžována pomocí závaží, které bude aplikováno na zmíněné desky s respektováním rozložení (lichoběžníkové) síly po rozpětí klapky uvedeného v předpisu. [17] [18]

7.1.3 Vyhodnocení zkoušky

Během zkoušky budou měřeny vzdálenosti odtokové hrany klapky od země v koncovém a kořenovém řezu, které se po ukončení zkoušky vyhodnotí. Na základě těchto dat se rozhodne o pevnostní bezpečnosti nové vztlakové klapky. [17] [18]

7.2 Letové zkoušky

Po splnění pevnostních zkoušek nové vztlakové klapky je nutno provést i letové zkoušky. Cílem letových zkoušek je ověření chování letadla s vysunutými vztlakovými klapkami. Hlavním cílem je zjistit pádové rychlosti s klapkami ve vzletové, přistávací i letové konfiguraci s motorem na volnoběh. Zkouška bude provedena na maximální vzletové hmotnosti 472,5kg. [22]

Před vzletem je nutno letoun zvážít, určit těžiště a nainstalovat kamerový systém, který bude zaznamenávat celý let. [22] Měřící let bude probíhat ve výšce $H_p = 1200$ m v prostoru nad

letišťem. Základní rychlost letu s vysunutými klapkami je 90 km/h, ze které budou prováděny manévry. Testování proběhne pro všechny polohy klapek s následujícími režimy letu: [22]

- Horizontální zatáčka
- Vliv motoru na tíživost
- Minimální rychlost (pádová)
- Přejechod do stoupání
- Skluz

Po přistání se provede kompletace záznamových archů pilota a pozemního technika. Vyhodnocené parametry budou uvedeny v protokolu o zkušebním letu. Podrobný popis letové zkoušky je uveden v [22].

8 Závěr

Hlavním cílem tohoto diplomového projektu bylo zjednodušení a odlehčení vztlakové klapky letounu Skyleader JA 600 s ohledem na splnění pádové rychlosti danou předpisy. K ověření aerodynamických vlastností bylo užito počítačové metody CFD konečných objemů. Tohoto cíle bylo úspěšně dosaženo.

První část této práce byla zaměřena na již zmíněné aerodynamické výpočty. Metodou CFD byly určeny součinitele vztlaku a odporu pro nový typ klapky dodané zadavatelem. Tato poloha nesplnila potřebný součinitel vztlaku k vyhovění pádové rychlosti. Z toho důvodu byla vytvořena úloha k optimalizaci polohy klapky, z které vzešla nová poloha splňující zadaná kritéria. Klapka byla posunuta oproti původní poloze o 17,5 mm nahoru v horizontální a o 10 mm dopředu ve vertikální ose křídla. Tímto zásahem se zkrátilo rameno závěsu o 30 mm, ale i rameno působíště síly k ose otáčení klapky. Kratší rameno znamená menší krouticí moment do závěsu klapky a tím pádem i menší sílu do táhla. Síla do táhla se zmenšila oproti původní poloze klapky o 245 N, oproti první verzi úpravy klapky (Obr. 8) o 555 N.

V případě nesplnění pádových rychlostí letounu s klapkou v této poloze je možnost posunutí klapky směrem k odtokové hraně profilu, kde se předpokládá vyšší hodnota součinitele vztlaku.

V druhé části byl proveden pevnostní výpočet a pevnostní kontrola vztlakové klapky v nové poloze v souladu s danými předpisy pro maximální vzletovou hmotnost 600 kg. Úspěšně bylo dosaženo součinitelů bezpečnosti větších než 1,5 u všech kontrolovaných částí.

V závěru této práce jsou navrženy pevnostní a letové zkoušky nové vztlakové klapky.

Seznam použité literatury

- [1] KOUŘIL, Martin a Róbert ŠOŠOVIČKA. *Aerostatické podklady letounu JA 600 Rapid*. Brno, 2008, 47 s. 1. LU23-2007-JA6.AD. Zpráva. Letecký ústav, VUT v Brně. Vedoucí práce Prof. Ing. Antonín Píštěk.
- [2] Skyleader 600 - Technická data. KUBOVČIAK, Martin. *SKYLEADER* [online]. Jihlava: LUDesign, 2015 [cit. 2017-05-22]. Dostupné z: <http://www.skyleader.aero/skyleader-600/>
- [3] WENTZ, JR., W.H. *Wind tunnel tests of the GA(W)-2 airfoil with 20% Aileron, 25% Slotted flap, 30% Fowler flap, and 10% Slot-lip spoiler*. Wichita, Kansas: National Technical Information Service, 1976, 82 s. N79-10021. Report. Wichita State University.
- [4] ČTVERÁK, J., V. MERTL a A. PÍŠTĚK. *Soubor podkladů pro pevnostní výpočty leteckých konstrukcí*. Brno, 1997, 46 s. Letecký ústav fakulty strojí VUT Brno.
- [5] BERNTSEN, Timothy. Standard Specification for Design and Performance of a Light Sport Airplane. *ASTM International*. 2007, 2(7), 29. F2245–07.
- [6] JUREČKA, Radek. *Zatížení a pevnostní kontrola vztlakové klapky a jejího ovládní letounu JA 600*. Jihlava, 2008, 46 s. 01. JA03-2008-JA6.L. Zpráva. JIHLAVAN airplanes, s.r.o. Vedoucí práce Prof. Ing. Antonín Píštěk, CSc.
- [7] PŘÍHODA, Tomáš. *Modifikace vztlakové klapky*. Jihlava, 2009, 19 s. 1. JA08-2009-KP5.L. Zpráva. JIHLAVAN airplanes, s. r. o. Vedoucí práce Ing. Jan Dvořák.
- [8] VANĚK, František a Jiří HLINKA. *Glauert III*. Brno, 2009. v1.1. Uživatelská příručka. Letecký ústav, VUT-FSI v Brně.
- [9] Základní druhy vztlakových klapek. VELIČKA, Jakub. *Pilotni.cz* [online]. 2014, 3(2), 1 [cit. 2017-05-22]. Dostupné z: <https://www.pilotni.cz/zakladni-druhy-vztlakovych-klapek/>
- [10] Flap (aeronautics). GROSSMAN, Lior a Ilan LEWIN. *Wikiwand* [online]. 2005, 5(2), 1 [cit. 2017-05-22]. Dostupné z: [http://www.wikiwand.com/en/Flap_\(aeronautics\)](http://www.wikiwand.com/en/Flap_(aeronautics))
- [11] MAREK, D. *Vysokovztlaková mechanizace křídel dopravních letadel*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojího inženýrství, 2012. 37 s. Vedoucí bakalářské práce doc. Ing. Vladimír Daněk, CSc.
- [12] ANSYS, Inc. *ANSYS Fluent Theory Guide*. Canonsburg,PA, 2013, 814 s. 15. Guide. SAS IP, Inc. ISO 9001:2008.

- [13] VLČEK, Petr. *Modelování turbulentního proudění*. Praha 6, 2013, 21 s. Dostupné také z: <http://chps.fsid.cvut.cz/pt/2013/pdf/3509.pdf>. České Vysoké Učení Technické v Praze. Vedoucí práce Doc. Ing. Tomáš Jirout, Ph.D.
- [14] DVOŘÁK, P. *Optimalizace štěrbinové vztlakové klapky letounu*. Brno, 2009, 89 s. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce Ing. Robert Popela, Ph.D.
- [15] HOLTZCLAW, Ralph W. a Yale WEISMAN. *Wind-tunnel investigation of the effects of slot shape and flap location on the characteristics of a low-drag airfoil equipped with a 0,25-chord slotted flap*. California, 1944, 55 s. A4L28. N62-65867. Report. Ames Aeronautical Laboratory.
- [16] Nýtovací technika: Trhací nýty. *Arcus engineering: Nýtovací technika a upevňovací prvky* [online]. Brno-Černovice: Avdel Hemlok, 2007 [cit. 2017-05-22]. Dostupné z: http://www.avdel.eu/pdf/trhaci_nyty/trhaci_nyty_kompletni_katalog.pdf
- [17] PŘÍHODA, Tomáš. *Zkouška vztlakové klapky*. Jihlava, 2009, 10 s. 01. JA07-2009-KP5.ZK. Zpráva. JIHLAVAN airplanes, s. r. o. Vedoucí práce Ing. Max Finsterle.
- [18] PŘÍHODA, Tomáš. *Zkouška vztlakové klapky*. Jihlava, 2009, 11 s. 1. JA10-2009-KP5.ZK. Zpráva. JIHLAVAN airplanes, s. r. o. Vedoucí práce Ing. Jan Dvořák.
- [19] *Ultralehké letouny řízené aerodynamicky*. Praha 10, 2002, 58 s. UL2: 1. Požadavky letové způsobilosti SLZ. Letecká amatérská asociace ČR.
- [20] MCGHEE, Robert J. *Low-speed aerodynamic characteristics of a 17-percent-thick airfoil section designed for general aviation applications*. Hampton, Virginia: National Technical Information Service, 1973, 72 s. H1: 01. N74-11821. Technical note. Langley Research Center.
- [21] The Anatomy of Lift Enhancement. GUDMUNDSSON, Snorri. ELSEVIER INC. *General Aviation Aircraft Design: Applied Methods and Procedures*. 1. Waltham, MA: The Boulevard, 2014, s. 402-443. ISBN 978-0123973085.
- [22] ZIKMUND, Pavel. *Metodika letového ověření funkce vztlakové mechanizace a ověření letové obálky letounu VUT 061 Turbo*. Brno, 2013, 19 s. 1. LU37-2013-MTP.PE. Zpráva. Letecký ústav, VUT v Brně. Vedoucí práce Doc. Ing. Jaroslav Juračka, Ph.D.
- [23] *Certification Specifications for Light Sport Aeroplanes CS-LSA*. Cologne, Germany, 2011, 18 s. Initial issue. Annex to ED Decision 2011/005/R. Dostupné také z: <https://www.easa.europa.eu/system/files/dfu/CS-LSA%20-%20Initial%20Issue.pdf>. Regulation. European Aviation Safety Agency.
- [24] ANSYS, Inc. *ANSYS Fluent Tutorial Guide*. Canonsburg, PA, 2013, 1162 s. 15. Guide. SAS IP, Inc. ISO 9001:2008.

Seznam použitých zkratek

Označení	Definice	Jednotka
a	Rychlost zvuku	[m·s ⁻¹]
Ar	Štíhlost křídla	[-]
b	Celkové rozpětí křídla	[m]
b _{ef}	Rozpětí efektivní	[m]
C _D	Součinitel odporu	[-]
c _k	Koncová hloubka klapky	[m]
C _L	Součinitel vztlaku	[-]
C _{Lα}	Sklon vztlakové čáry	rad-1
c _{SAT}	Hloubka střední aerodynamické tětiny křídla	[m]
c _{SGT}	Hloubka střední geometrické tětiny křídla	[m]
D	Průměr díry	[m]
E	Modul pružnosti v tahu	[MPa]
E _{kl}	Laminární kinetické energie	[m ² ·s ⁻²]
F _N	Výsledná síla na klapku	[N]
F _n	Síla na nýt	[N]
F _S	Setrvačná síla	[N]
F _t	Síla do táhla	[N]
F _v	Výsledná síla působící na závěs	[N]
F _{VZ}	Vzdušná síla na klapku	[N]
g	Tíhové zrychlení	[m·s ⁻²]
G	Tíhová síla	[N]
G	Modul pružnosti ve smyku	[MPa]
h	Výška nosníku	[mm]
h _e	Efektivní výška nosníku	[mm]
h _{pás}	Výška pásnice	[mm]
I _t	Intenzita turbulence	[-]
k _τ	Koeficient	[-]
L	Vztlaková síla	[N]
L _{kl}	Rozpětí klapky	[mm]
M	Machovo číslo	[-]
M _k	Kroutící moment	[N·m]
M _o	Ohybový moment	[N·m]
N	Normálová síla	[N]
n ₁	Násobek	[-]
q	Liniové zatížení, smykový tok	[N·m ⁻¹]
q _p	Únosnost hladké desky	[N·m ⁻¹]
r	Plynová konstanta	[J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]
R	Reakční síly v závěsech	[N]
Re	Reynoldsovo číslo	[-]

R_m	Mez pevnosti v tahu	[MPa]
$R_{p0,2}$	Smluví mez kluzu	[MPa]
S	Plocha křídla	[m ²]
S_{kl}	Plocha klapky	[m ²]
S_p	Plocha pásnice	[mm ²]
T	Posouvající síla	[N]
T	Teplota	[K]
t_p	Tloušťka potahu	[mm]
$t_{pás}$	Tloušťka pásnice nosníku	[mm]
t_s	Tloušťka stojiny	[mm]
v_F	Max. rychlost s vysunutými klapkami m·s ⁻¹	[m·s ⁻¹]
v_{SO}	Pádová rychlost	[m·s ⁻¹]
W	Hmotnost letadla	[kg]
α	Úhel náběhu	[°]
α_{zkr}	Úhel zkroucení koncového profilu	[°]
Γ_{kr}	Úhel vzepětí vnějšího křídla	[°]
$\delta_{př}$	Výchylka klapky pro přistání	[°]
δ_{vz}	Výchylka klapky pro vzlet	[°]
η	Dynamická viskozita	[kg·s·m ⁻²]
η	Součinitel rezervy	[-]
ρ	Hustota vzduchu	[kg·m ⁻³]
σ	Napětí	[MPa]
σ_{krit}	Kritické napětí	[MPa]
τ	Smykové napětí	[MPa]
χ_{kr}	Úhel šípu vnějšího křídla	[°]

Zkratky:

FAA	Federal Aviation Administration
LAA	Letecká amatérská asociace
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes

Seznam obrázků

Obr. 1 Schéma jednoduché klapky [21]	13
Obr. 2 Schéma odklápěcí klapky [21]	14
Obr. 3 Schéma šterbinové klapky [21]	14
Obr. 4 Schéma Fowlerovy klapky [21]	15
Obr. 5 Skyleader JA 600 [2].....	17
Obr. 6 Muška letounu [1]	18
Obr. 7 Schéma křídla	19
Obr. 8 Schéma první verze úpravy vztlakové klapky [7]	20
Obr. 9 Profil s vysunutou klapkou na 35°	21
Obr. 10 Přejít prismatické vrstvy z profilu na klapku	22
Obr. 11 Schéma rozložení výpočetní sítě	23
Obr. 12 Nastavení modelu S-A.....	25
Obr. 13 Nastavení modelu k- ω	26
Obr. 14 Srovnání vztlakových čar jednotlivých modelů s turbulencí 0,1 %	28
Obr. 15 Srovnání polár jednotlivých modelů s turbulencí 0,1	29
Obr. 16 Srovnání vztlakových čar modelu S-A pro různé druhy turbulencí	31
Obr. 17 Srovnání polár modelu S-A pro různé druhy turbulencí	31
Obr. 18 Rozložení součinitele vztlaku po rozpětí křídla	34
Obr. 19 Rozložení součinitel vztlaku pro rozpětí křídla s klapkou na 35°	35
Obr. 20 3D model klapky vytvořený zadavatelem	35
Obr. 21 Geometrie klapky navržené zadavatelem	36
Obr. 22 Zobrazení přechodů dvou bloků strukturované sítě	36
Obr. 23 Polohy klapky navržené v [15].....	38
Obr. 24 Body pro optimalizaci	38
Obr. 25 Příklad špatně vygenerované sítě	39
Obr. 26 Grafické zobrazení součinitele vztlaku pro jednotlivé body na úhlu náběhu 18°	40
Obr. 27 Vztlakové čáry nové a původní polohy	41
Obr. 28 Poláry nové a původní polohy	42
Obr. 29 Základní geometrie klapky	43
Obr. 30 Průběh liniového zatížení po rozpětí	46
Obr. 31 Rozložení síly po hloubce klapky [5]	47
Obr. 32 Průběh posouvající síly po rozpětí	48
Obr. 33 Průběh ohybového momentu po rozpětí	49
Obr. 34 Vliv vrtulového proudu na klapku [6]	50
Obr. 35 Schéma kontrolních řezů klapky	50
Obr. 36 Schéma tvaru klapky s nosníkem	51
Obr. 37 Geometrie pásnice nosníku pro řez 3 (vlevo) a pro zbylé řezy (vpravo)	52
Obr. 38 Ilustrační schéma odlehčovacích děr stojiny [4]	54
Obr. 39 Moment do závěsu	56
Obr. 40 Průběh kroutícího momentu po rozpětí	57
Obr. 41 Klapka ve vzletové poloze (10°) a síly působící na závěs	58
Obr. 42 MKP – kořenový závěs na klapce	59
Obr. 43 MKP – kořenový závěs na křídle	60
Obr. 44 Čísla nýtů	61
Obr. 45 Čísla nýtů závěsu na křídle	63

Obr. 46 Rozměry oka [4] 64

Seznam tabulek

Tab. 1 Základní parametry sítě	23
Tab. 2 Počty buněk na jednotlivých přechodech sítí	23
Tab. 3 Hodnoty pro výpočet vstupních parametrů	24
Tab. 4 Boundary conditions	24
Tab. 5 Hodnoty pro vztakovou čáru – Report [3]	27
Tab. 6 Hodnoty pro poláru – Report [3]	27
Tab. 7 Srovnání součinitele vzlaku C_L pro jednotlivé modely s turbulencí 0,1	27
Tab. 8 Srovnání součinitele odporu C_D pro jednotlivé modely s turbulencí 0,1	29
Tab. 9 Vliv turbulence na C_L a C_D u modelu S-A	30
Tab. 10 Hodnoty vstupující do programu Glauert III.....	34
Tab. 11 Výpočetní síť pro klapku navrženou zadavatelem	36
Tab. 12 Počty buněk na jednotlivých přechodech sítí	37
Tab. 13 Hodnoty klapky navržené zadavatelem.....	37
Tab. 14 Polohy splňující podmínku $C_{L\max}$ profilu s vysunutými klapkami.....	40
Tab. 15 Hodnoty vstupující do rovnice (6.1) [5].....	44
Tab. 16 Velikost setrvačné síly pro jednotlivé násobky	44
Tab. 17 Vstupní hodnoty pro výpočet zatížení klapky	45
Tab. 18 Výsledné normálové síly pro jednotlivé polohy vyklopení klapky v závislosti na násobku.....	46
Tab. 19 Hodnoty posouvající síly po rozpětí.....	48
Tab. 20 Hodnoty ohybového momentu po rozpětí	49
Tab. 21 Veličiny pro jednotlivé kontrolní řezy	51
Tab. 22 Rozměry pásnice nosníku.....	51
Tab. 23 Součinitel rezervy stability pro jednotlivé desky	53
Tab. 24 Výsledky kontroly pásnice nosníku pro řez 2 a 4	53
Tab. 25 Součinitele rezervy otláčení potahu a nosníku	56
Tab. 26 Výsledné síly působící na závěs pro jednotlivé polohy klapky	58
Tab. 27 Výsledné síly působící na jednotlivé nýty.....	62
Tab. 28 Kontrola otláčení pro nýty 4 a 5	63
Tab. 29 Výsledné síly působící na jednotlivé nýty – závěs na křídle.....	63
Tab. 30 Kontrola otláčení pro nýty 6 a 13	64
Tab. 31 Rozměry oka závěsu na křídle.....	67
Tab. 32 Koeficienty pro výpočet oka závěsu na křídle	67
Tab. 33 Výsledky kontroly oka závěsu na křídle	67
Tab. 34 Kontrola ložiska a čepu závěsu [7].....	67

Seznam příloh

Příloha 1 - Příklad journal souboru
Příloha 2 – Přehled součinitelů rezervy
Příloha 3 – Výkres kořenového závěsu na klapce
Příloha 4 – Výkres kořenového závěsu na křídle
Příloha 5 – Výkres koncového závěsu na klapce
Příloha 6 - Výkres koncového závěsu na křídle

Příloha 1 – Příklad journal souboru

```
/file/read-case "Příklad/Nastaveni_vypoctu_S-A.cas"  
/mesh/replace "příklad.msh"  
/mesh/scale 0.001 0.001  
/solve/initialize/compute-defaults/pressure-far-field hranice /solve/initialize/initialize-flow  
/solve/set/courant-number 5.  
/solve/iterate 500  
/solve/set/discretization-scheme/nut 1  
/solve/set/courant-number 20.  
/solve/iterate 500  
/file/write-case "Příklad_0.cas"  
/file/write-data "Příklad_0.dat"  
/report/forces/wall-forces yes 0 1 y "Příkladcl_0.frp"  
/report/forces/wall-forces yes 1 0 y "Příklad_cd_0.frp"  
/report/forces/wall-moments y 0.1525 0 0 0 -1 y "Příklad_cm_0.frp"  
/define/boundary-conditions/pressure-far-field hranice no 0. no 0.053 no 288.15 no 0.99939  
no 0.034899 no yes 0.2 0.02
```

Příloha 2 – Přehled součinitelů rezervy

Druh součinitele rezervy	Řez 2	Řez 3	Řez 4
Pevnost pásnice	4,7	4,1	4,4
Stabilita pásnice	2,35	2,64	2,18
	Kořen	Konec	
Únosnost stojiny	2,1	1,9	
Stabilita stojiny	1,14	1,41	
Střih nýtu	4,3	3,5	
Otlačení nýtu	2,8	2,3	
Otlačení nosníku	3,4	2,8	
Otlačení potahu	2,6	2,12	
Nýty v závěsech – průměr nýtů	3,2 mm	4 mm	
Střih nýtu závěsu na klapce	5,7	6	
Střih nýtu závěsu na křídle	3,6	2,6	
Otlačení závěsu klapky	48	40	
Otlačení žebra klapky	7,3	6,4	
Otlačení nýtu závěsu klapky	8	6,7	
Otlačení závěsu křídla	30	17,4	
Otlačení žebra křídla	4,5	2,77	
Otlačení nýtu závěsu na křídle	4,9	2,9	
Kontrola oka s ohledem na	Pevnost	Deformaci	
Utržení oka závěsu na křídle	17,5	14,4	
Roztrhnutí oka a vysmeknutí čepu závěsu na křídle	16,7	5,9	
Otlačení oka pro cisty tlak závěsu na křídle	21,8	6,1	
Utržení oka závěsu na klapce	23,8	13,8	
Roztrhnutí oka a vysmeknutí čepu závěsu na klapce	22,8	11,6	
Otlačení oka pro cisty tlak závěsu na klapce	42,3	12,7	
Únosnost čepu závěsu	9,12		
Únosnost ložiska závěsu	7,33		