

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV AUTOMOBILNÍHO A DOPRAVNÍHO
INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF AUTOMOTIVE ENGINEERING

CITLIVOST VOZIDEL NA BOČNÍ VÍTR CROSSWIND SENSITIVITY OF ROAD VEHICLES

DIZERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Ing. JAN VANČURA

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

prof. Ing. VÁCLAV PÍŠTĚK, DrSc.

BRNO 2013

ABSTRAKT

Práce je zaměřena na vytvoření metodiky umožňující spolehlivě hodnotit citlivost vozidel na boční vítr. Součástí práce je vytvoření matematického modelu vozidla zahrnující aerodynamické síly a provedení validace technickým experimentem definovaným v ISO 12021. Na základě modelu je provedena citlivostní analýza jednotlivých vstupů na hodnotící kritéria citlivosti vozidla na boční vítr, na jejímž základě je určena celková chyba modelu způsobena chybou vstupních parametrů. V závěru práce je popsán vztah mezi bodově měřeným tlakem na povrchu jednotlivých aerodynamických variant vozidla a veličinami popisující jeho samotný pohyb.

KLÍČOVÁ SLOVA

boční vítr, matematický model vozidla, citlivostní analýza, aerodynamický tunel, měřicí systém

ABSTRACT

The aim of the thesis is to devise a methodology which is capable of reliable evaluation of road vehicle's crosswind sensitivity. The work consists of writing the mathematical model of a vehicle which includes aerodynamic loads and conducting a validation by means of technical experiment as defined by ISO 12021. A sensitivity analysis describing the influence of individual inputs on evaluation criteria of vehicle's crosswind sensitivity is performed using the model, thereby establishing the overall model error caused by possible inaccuracies of input parameters. At the end, the relationship between discrete pressures on the surface of the vehicle in several aerodynamic configurations and the properties representing the vehicle's motion is presented.

KEYWORDS

crosswind, mathematical model of a vehicle, sensitivity analysis, aerodynamic tunnel, measurement system

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

VANČURA, J. *Citlivost vozidel na boční vítr*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2013. 102 s. Vedoucí dizertační práce prof. Ing. Václav Píštěk, DrSc..

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že tato práce je mým původním dílem, zpracoval jsem ji samostatně pod vedením prof. Ing. Václava Píštěka, DrSc. a s použitím literatury uvedené v seznamu.

V Brně dne 3. května 2013

Ing. Jan Vančura

PODĚKOVÁNÍ

Na tomto místě bych rád nejdříve poděkoval Jiřímu Otovi ze Škoda Auto a.s. a Vratislavu Šálenému, kteří mi umožnili na tomto tématu pracovat. Dále chci poděkovat Janu Slavíkovi a Augustýnu Hebelkovi, kteří mi byli v jednotlivých fázích práce odbornými konzultanty.

Děkuji i samozřejmě svému školiteli prof. Ing. Václavu Píštěkovi, DrSc. a všem kolegům z Ústavu automobilního a dopravního inženýrství, kteří mi byli během doktorského studia nápomocni.

Nakonec bych rád poděkoval manželce Adéle.



OBSAH

1	Úvod	9
2	Analýza výchozího stavu	10
3	Cíle práce	12
4	Definice souřadných systémů	13
4.1	Souřadný systém vozidla	13
4.2	Souřadný systém aerodynamického tunelu, jeho síly, momenty a koeficienty	14
4.3	Transformace souřadných systémů	15
5	Popis zkoušky CBV	16
5.1	Openloop test	16
5.2	Closedloop test	17
6	Simulační model	18
6.1	Jednostopý model vozidla	18
6.2	Model aerodynamických sil	19
6.3	Model pneumatiky	25
6.4	Model řízení	28
6.5	Kinematika jednostopého modelu	29
6.6	Hodnoticí kritéria	30
6.7	Program CBV v Matlabu	32
7	Parametry simulačního modelu	33
7.1	Aerodynamické parametry vozidla	34
7.2	Hmotnostní a konstrukční parametry vozidla	36
7.3	Parametry pneumatik	38
7.4	Vnější parametry	39
7.5	Výstupy simulačního programu	40
8	Numerická citlivostní analýza	41
8.1	Popis metody	41
8.2	Výběr parametrů a definice design space	43
8.3	Citlivost hodnotících kritérií CBV na vybrané parametry vozidla	45
8.4	Chyba simulačního modelu	50
9	Validace simulačního modelu	51
9.1	Popis vozidla	51
9.2	Měřicí řetězec	51
9.2.1	Měřicí systém Multidata Integra	53
9.2.2	Měřicí systém IMC Cronos	57
9.2.3	Měřicí systém Kistler RoaDyn	59



9.3	Měřené konfigurace	61
9.3.1	Výchozí konfigurace – Base	62
9.3.2	Aerodynamická konfigurace – Aero 1	63
9.3.3	Aerodynamická konfigurace – Aero 2	64
9.3.4	Aerodynamická konfigurace – Aero 3	65
9.3.5	Hmotnostní konfigurace Mass + a Mass -	66
9.3.6	Hmotnostní konfigurace CG+ a CG -	67
9.3.7	Hmotnostní konfigurace Iz+ a Iz -	68
9.3.8	Konfigurace Tire a Pressure	69
9.3.9	Aerodynamické charakteristiky konfigurací Base, Aero 1, Aero2 a Aero 3	70
9.4	Zkušební polygon	73
9.5	Zpracování dat	75
9.6	Srovnání simulace s výsledky experimentu	76
10	Vliv nestacionárních jevů na CBV	79
11	Závěr	85
	Použité informační zdroje	87
	Seznam použitých zkratk a symbolů	89
	Seznam obrázků	91
	Seznam grafů a tabulek	92
	Příloha A – Standardní výstup z WKI	94
	Příloha B – Výstupní protokol výpočtu CBV	95
	Příloha C – Rychlostní pole ventilátorů	97
	Příloha D – Srovnání modelu s měřením	98



1 ÚVOD

Jedním ze základních požadavků na vývoj moderního osobního vozidla je jeho celková bezpečnost, která úzce souvisí se směrovou stabilitou vozidla a jeho říditelností. Nedílnou součástí vývojového procesu je tak modelování jízdní dynamiky vozidla a provádění technických experimentů, aby výsledný produkt splňoval požadavky kladené na výrobce. Hlavní snahou výrobců je samozřejmě snížit náklady na vývoj vozidla, čehož lze v některých případech dosáhnout využitím matematických modelů vozidla namísto provádění nákladných zkoušek.

Mezi takovéto zkoušky patří také test citlivosti vozidla na boční vítr (dále jen CBV). Tento test je mezi ostatními testy z kategorie směrové stability vozidla méně známý, a málokterý výrobce vozidel jej provádí. Hlavními důvody jsou především nutná výstavba zkušebního polygonu disponujícího dostatečně výkonnými ventilátory pro vznik požadovaného větrného poryvu. Cílem této práce je vytvoření metodiky a výpočetního nástroje, který dokáže ohodnotit CBV ve stádiu vývoje a parametricky posoudit vzájemné vazby, jako jsou aerodynamické charakteristiky, hmotová konfigurace, vlastnosti pneumatik a okolní podmínky při průjezdu vozidla bočním větrem. Tato práce vznikla za podpory Škoda Auto a.s.



2 ANALÝZA VÝCHOZÍHO STAVU

Počátky aerodynamické stability vozidla sahají do 30. let 20. století. Prvním impulsem pro studování tohoto oboru byla nehoda testovacího jezdce Rosemeyera při pokusu o rychlostní rekord na dálnici Frankfurt – Darmstadt. Pro snížení aerodynamického odporu vozidla byla kola přední nápravy jeho vozu kryta bočnicemi, což snížilo úhel rejdu kola na $\pm 6^\circ$. Vlivem působení bočního větru se stalo vozidlo nestabilní, a Rosemeyr po nárazu do stromu zemřel. Tato tragická událost vedla ke sledování nejenom aerodynamického odporu vozidla, ale i jeho aerodynamických vlastností ovlivňující stabilitu vozidla. Následně bylo prokázáno, že ve 30. letech velmi populární zaoblené fastbacky s malým odporem mají oproti konvenčním „hranatým“ vozům mnohem vyšší součinitel momentu stáčení a vztlaku na zadní nápravě, což vede ke snížení stability vozidla, zvláště pak při působení bočního větru.

V následujících letech se zvyšovala maximální rychlost vozidel a současně se začínala rozmáhat vozidla s motorem umístěným vzadu. Tento fakt opět přispěl ke zhoršení aerodynamické stability vozidla.

V 50. letech se situace začala obracet ve prospěch zvyšování stability vozu, a to především v USA kdy se staly populární „ocasní ploutve“ ve kterých byly skryty koncová světla, popř. u některých modelů i tlumiče výfuku. Kromě estetického dojmu tato geometrická úprava snížila aerodynamický moment stáčení vozidla.

Konečně v 80. letech se tímto oborem začali věnovat výrobci vozidel ve větší míře. Současně se prosadila vozidla s motorem umístěným vpředu. S využitím moderních aerodynamických tunelů bylo možné rychle získat aerodynamické charakteristiky vozidla ve stádiu prototypu a závčas provádět opatření ke zvýšení aerodynamické stability vozidla.

V současném stavu se pro hodnocení CBV používají matematické modely vozidla a experimenty daná normou ISO-12021 [4]. Základními aerodynamickými vstupy pro matematické modely jsou data naměřená v tunelu. Někteří výrobci vozidel se snaží nahradit měření v tunelu s vybočením CFD simulacemi [7], popřípadě počítat i nestacionární změny polohy vozidla vzhledem k výslednému proudu vzduchu. Tyto výpočty jsou však velice náročné na výpočetní čas i hardware [9].

Pro matematické modelování jízdní dynamiky vozidla existuje řada modelů, od jednoduchých jednostopých náhrad až po komplexní prostorové modely multi-body systémů (dále jen MBS) zahrnující kinematiku náprav. Největším nedostatkem těchto modelů z pohledu CBV je nesprávné modelování aerodynamických účinků na vozidlo. Řešením tohoto stavu je sestavení nového modelu obsahujícího vliv aerodynamických sil na jízdní dynamiku vozidla.

Pro řešení dynamiky pohybu vozidla při působení bočního větru lze použít jednostopý model vozidla, a to z důvodu jednoduchosti a malého počtu rovnic potřebných pro řešení. Jak uvádí Hucho [1], podobně i Vlček [2], je možné pro směrové aerodynamické vlastnosti vozu zavést lineární model, kdy funkce silových účinků v závislosti na úhlu náběhu vzduchu je vyjádřena směrnici dané aproximační lineární přímkou. To je však vzhledem k povaze skutečných aerodynamických vlastností vozu nevhodné.

V současném stavu je modelování CBV prováděno např. oddělením *Crosswind Sensitivity Department* španělské společnosti IDIADA Automotive Technology SA [3]. Jejich přístup spočívá v propojení Computational Fluid Dynamics (CFD) s (MBS) simulací. V prvním kroku je nutné sestavit matici aerodynamických charakteristik vozidla v závislosti na poloze vozu vzhledem k směrnici výsledného proudu vzduchu. To je výpočtově (a finančně) velice náročné, jako vhodnější se jeví získat tyto charakteristiky měření v aerodynamickém tunelu. Následným krokem je využití sw. ADAMS Car, do kterého tato data vstupují. V závislosti na poloze vozidla vzhledem k výslednému proudu vzduchu jsou



aerodynamická data z CFD matice interpolována a korigují tak vnější silové účinky na vozidlo. Obdobnou metodu lze nalézt v sw. CarSim.

Hlavní nevýhodou tohoto řešení je kvazistatický přístup řešení daného problému. Získaná aerodynamická data odpovídají situaci, kdy se vozidlo pohybuje celým svým objemem v oblasti bočního větru, který má konstantní profil rychlosti. Ve skutečnosti vozidlo projíždí oblastí s nehomogenní rychlostí bočního větru, kde vlivem nestacionárního přetvoření mezní vrstvy na vozidle výsledné silové účinky nabývají jiných hodnot oproti ustálenému stavu. Tento fakt byl jednak experimentálně prokázán na modelu vozidla při průjezdu oblastí bočního větru, kdy dynamická složka aerodynamických sil podstatně převyšovala složku statickou [10], tak i ve speciálním aerodynamickém tunelu vybaveným vibračním ramenem vytvářející harmonický pohyb zdvihu, klopení klonění a stáčení. Technický experiment potvrzuje navýšení aerodynamických sil o dynamickou složku způsobenou pohybem karoserie a současně prokazuje jistou míru hystereze v závislosti na amplitudě a frekvenci pohybu karoserie vzhledem k proudu vzduchu [11]. Tento jev numericky uvádí i Tsubokura [12].

Řešením výše uvedeného je sestavit matematický model obsahující aerodynamické charakteristiky vozu získané měření v aerodynamickém tunelu. Následným provedením citlivostní analýzy na vstupní veličiny modelu identifikovat ty parametry, které mají dominantní vliv na CBV. Pro tyto parametry následně provést sérii měření CBV dle ISO 12021. Oproti normě je nutné měřit profil rychlostního pole ventilátorů vyvolávající boční vítr a současně rozložení tlaku na vybraných bodech vozidla. Porovnáním výsledků simulace, experimentem na zkušebním polygonu a měření v aerodynamickém tunelu lze vyvodit vazbu mezi statickým měřením v tunelu a dynamickou změnou aerodynamických sil pro daný profil rychlostního pole větru.



3 CÍLE PRÁCE

Cílem této práce je vytvoření metodiky a výpočetního nástroje, který dokáže ohodnotit CBV. Výstupy této práce bude možné využít během vývoje vozidla a kontrolovat tak CBV ve stádiu virtuálního prototypu vozidla.

Hlavním cílem je sestavit výpočetní nástroj v prostředí sw. Matlab, který umožní simulovat zkoušku CBV dle ISO 12021. Jedná se tedy o openloop test bez zásahu řidiče do vlastního manévru s uzamčeným volantem. Vlastní jádro programu bude postaveno na jednodušším modelu vozidla rozšířeného o aerodynamické vlastnosti vozidla. Konkrétní výstupy z programu budou jak časové průběhy stavových veličin popisujících jízdní dynamiku vozidla, tak i kritériální hodnoty, jejichž stanovení bude odpovídat metodice dle výše uvedené ISO normy.

Další významnou částí této práce je stanovení metod k získání vstupů do modelu a provedení komplexní, dvanácti rozměrné citlivostní analýzy vlivu vstupních dat na sledované kritériální veličiny CBV. K tomuto bude použito Response Surface Methodology, jenž je součástí sw. Matlab. Ke stanovení definičního oboru citlivostní analýzy a zpracování n-rozměrné výsledkové matice bude vypracován samostatný software. Výstupem této části práce bude ocenění vlivu jednotlivých parametrů na CBV a následné stanovení požadavků na přesnost měření veškerých vstupů.

Souvisejícím tématem každé nové metodiky, popřípadě matematického modelu je jeho validace. Ta bude provedena měřením dle ISO12021 na polygonu disponujícím ventilátory pro vytvoření větrného poryvu. Vlastní validace modelu bude provedena na více aerodynamických variantách vozidla. Uvedené validační měření současně poslouží i pro validaci výsledků citlivostní analýzy RSM a testování vlastních geometrických opatření snižujících CBV.

Z výsledků měření by mělo být možné nalézt souvislost mezi tlakovým polem na povrchu vozidla a stavovými veličinami popisující jeho jízdní dynamiku.

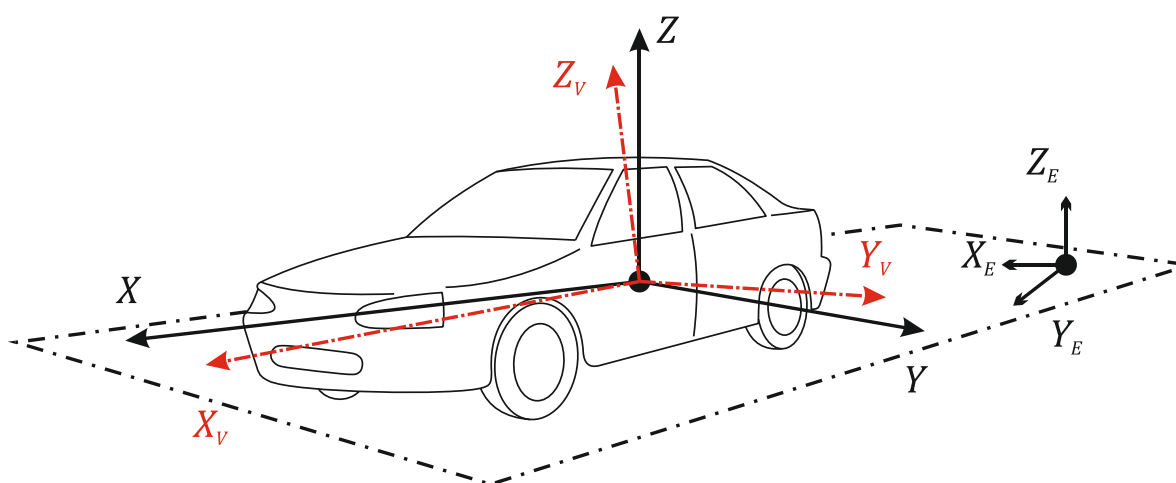


4 DEFINICE SOUŘADNÝCH SYSTÉMŮ

Souřadné systémy používané pro popis jízdní dynamiky vozidla (SAE J670, ISO 8855 [5]) a aerodynamických účinků na vozidlo (SAE J1594, VW Kräfte und Momente am Fahrzeug) jsou různé, proto je nezbytné zvolit výchozí souřadný systém jak pro popis dynamiky vozidla, tak i pro silové účinky od aerodynamického zatížení. Pro správné sestavení numerického modelu je nutné definovat transformace mezi souřadnými systémy.

4.1 SOUŘADNÝ SYSTÉM VOZIDLA

Použitý souřadný systém vozidla je definován normou ISO 8855:2011. Na Obr. 1 je popsán souřadný systém vozidla (X_v, Y_v, Z_v), intermediate souřadný systém (X, Y, Z) a jejich vztah vzhledem ke globálnímu souřadnému systému Země (X_E, Y_E, Z_E).



Obr. 1 Souřadný systém vozidla

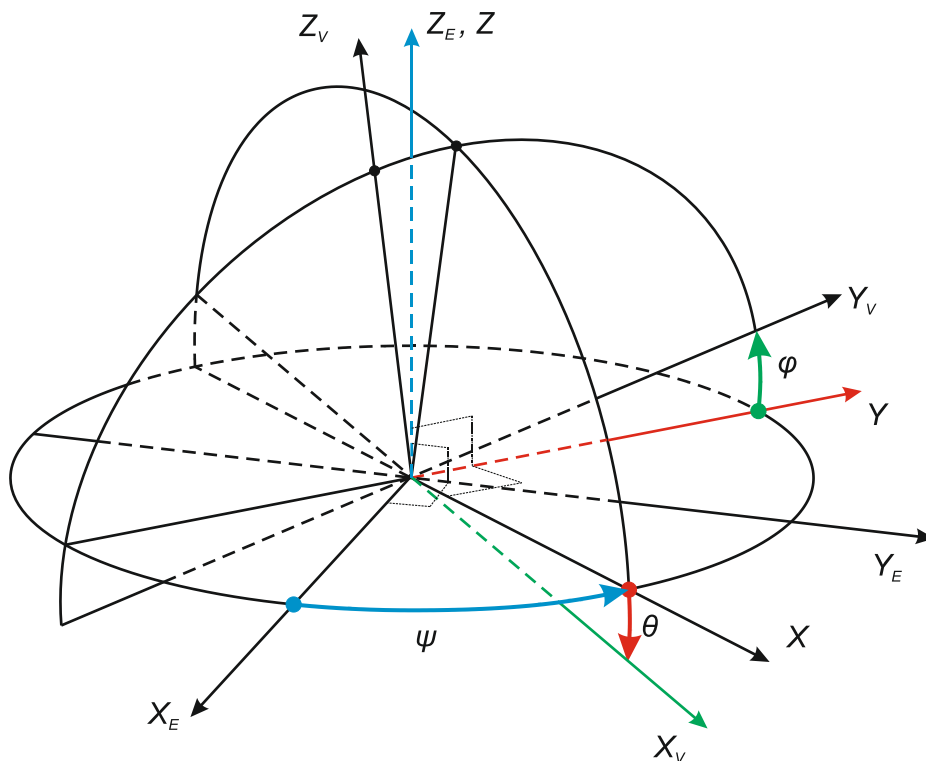
Jak bude uvedeno dále, pro modelování citlivosti vozidla na boční vítr je možné použít matematický model se dvěma stupni volnosti, pro jehož popis je postačující intermediate souřadný systém a souřadný systém Země. Pro úplnost je však vhodné uvést i souřadný systém vozidla.

Kromě definice souřadných systémů a směrů jejich os je pro správný popis matematického modelu vozidla nutné definovat také úhlové rotace. Ty se v tomto případě řídí pravidlem pravé ruky a jsou vztaženy vzhledem k souřadnému systému Země a rozloženy do směrů složek souřadného systému vozidla pomocí Eulerových úhlů v Tab. 1.

Pořadí rotace	Symbol	Název	Definice
První rotace	ψ	Yaw	Úhel od osy X_E k ose X kolem osy Z_E
Druhá rotace	θ	Pitch	Úhel od osy X k ose X_v kolem osy Y
Třetí rotace	φ	Roll	Úhel od osy Y k ose Y_v kolem osy X_v

Tab. 1 Definice Eulerových úhlů

Grafické znázornění těchto úhlů, kladné směry a vazby mezi osami souřadného systému země, vozidla a intermediate jsou lépe patrné z Obr. 2.



Obr. 2 Eulerovy úhly yaw, pitch a roll

4.2 SOUŘADNÝ SYSTÉM AERODYNAMICKÉHO TUNELU, JEHO SÍLY, MOMENTY A KOEFICIENTY

Vzhledem k tomu, že výsledný model vozidla pro hodnocení CBV je používán vývojem Škoda Auto, který pro popis silových účinků používá výhradně souřadný systém aerodynamického tunelu Windkanal I (WKI) firmy Volkswagen (pokud bylo měření provedeno ve WKI), bude i v této práci pro popis aerodynamických sil a směrů použit tento souřadný systém.

Počátek souřadného systému leží v rovině vozovky (podlahy aerodynamického tunelu, dále jen AT), v rovině symetrie měřicích vah (v případě symetrického vozidla v rovině XZ vozidla) a v polovině rozvoru vozidla. Kladná osa X směřuje dozadu vozidla, tedy proti směru jízdy, avšak ve směru proudu vzduchu. Osa Z směřuje vzhůru a osa Y doprava ve smyslu směru jízdy. Jedná se tedy o pravotočivý souřadný systém, ve kterém však není respektován kladný směr rotace kolem osy Z, resp. úhel yaw definovaný v předchozí kapitole 4.1.

S touto odlišností souvisí také definice úhlu náběhu proudu vzduchu v AT na vozidlo v rovině XY, jehož kladný směr odpovídá kladnému směru rotace yaw dle ISO 8855:2011, tedy proti smyslu rotace kolem osy Z definované dle standardu VW.

Poslední odlišností týkající definice osového souřadného systému AT je pak kladný smysl otáčení podlahy tunelu k dosažení měření s nenulovým úhlem náběhu proudu vzduchu pro hodnocení CBV. Kladný směr tohoto úhlu je pro změnu ve shodě s kladným směrem rotace kolem osy z dle standardu VW, tedy proti směru definovanému normou ISO.



Nutno poznamenat, že výstupem z měření v AT je i hodnota udávající natočení vozidla, která však neodpovídá samotnému natočení karoserie vzhledem k souřadnému systému tunelu, ale shoduje se s úhlem náběhu proudu vzduchu v AT popsaným standardem VW.

Z uvedeného obrázku je možné definovat jednotlivé aerodynamické silové účinky působící na vozidlo. Značení veličin v Tab. 2 odpovídá standardu VW.

Symbol	Jednotka	Popis	Definice koeficientu
W	[N]	Aerodynamický odpor	$c_W = W / (q_\infty \cdot F)$
S	[N]	Aerodynamická boční síla	$c_S = S / (q_\infty \cdot F)$
A	[N]	Aerodynamický vztlak	$c_A = A / (q_\infty \cdot F)$
L	[Nm]	Aerodynamický moment klopení	$c_L = L / (q_\infty \cdot F \cdot l)$
M	[Nm]	Aerodynamický moment klonění	$c_M = M / (q_\infty \cdot F \cdot l)$
N	[Nm]	Aerodynamický moment stáčení	$c_N = N / (q_\infty \cdot F \cdot l)$

Tab. 2 Aerodynamické síly, momenty a koeficienty dle standardu VW

4.3 TRANSFORMACE SOUŘADNÝCH SYSTÉMŮ

V předchozích kapitolách 4.1 a 4.2 byly definovány dva základní souřadné systémy nutné pro popis citlivosti vozidla na boční vítr. Vzhledem k tomu, že tyto systémy nemají vzájemně shodnou orientaci os a kladné směry rotace, je nutné zavést transformaci souřadných systémů. Výhodné je provést transformaci aerodynamických silových a momentových účinků ze souřadného systému AT do souřadného systému vozidla, viz rovnice (1). Vzhledem k absenci ISO normy popisující názvosloví aerodynamických sil a momentů působících na vozidlo bude pro značení aerodynamických sil a momentů použita indexace „aero“.

$$\begin{bmatrix} F_x^{aero} \\ F_y^{aero} \\ F_z^{aero} \\ M_x^{aero} \\ M_y^{aero} \\ M_z^{aero} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W \\ S \\ A \\ L \\ M \\ N \end{bmatrix} \quad (1)$$



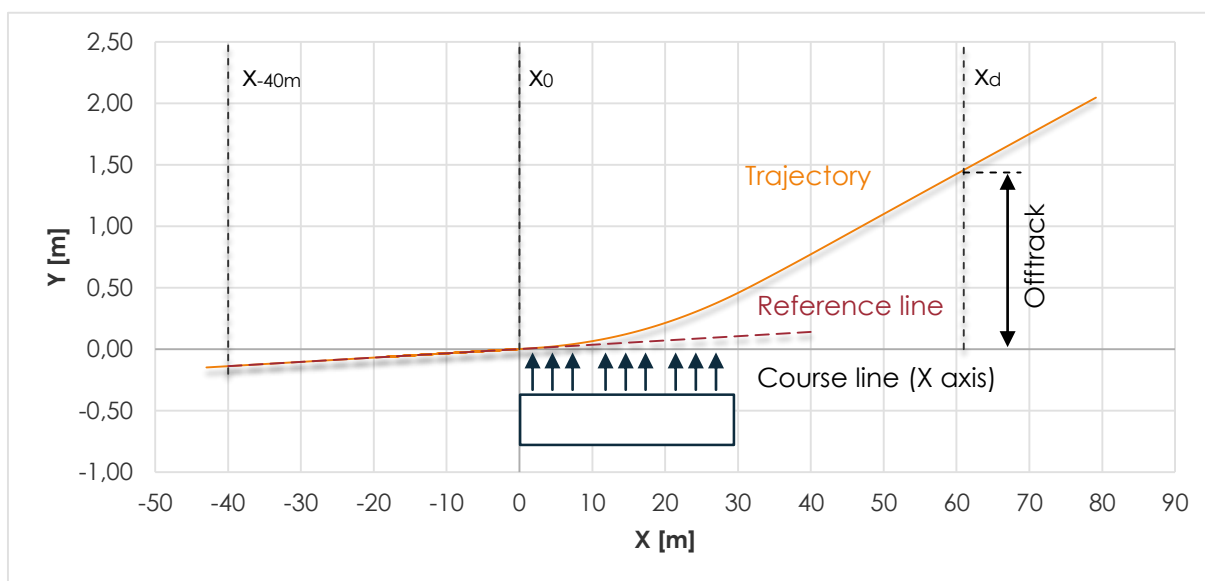
5 POPIS ZKOUŠKY CBV

Zkouška CBV je zaměřená na hodnocení jízdní dynamika vozidla, respektive jeho směrové stability během a bezprostředně po působení bočního větru. Z důvodů maximální možné objektivizace je zkouška rozdělena do dvou skupin - openloop a closedloop test.

5.1 OPENLOOP TEST

Výhodou openloop testu je právě zmíněná vyšší míra objektivizace, jelikož v tomto případě do manévru nezasahuje řidič. Měřené charakteristiky tak popisují pouze aerodynamické a jízdní vlastnosti samotného vozidla. Tento typ testu je také mnohem snazší porovnávat s numerickými modely, právě z důvodů absence zásahu řidiče do samotného manévru. Eliminace zásahu řidiče do samotného manévru je realizována uzamčením volantu během vlastního testu.

Základním principem této zkoušky je průjezd vozidla skrz boční poryv větru vyvolaný řadou ventilátorů. Nejjednodušším hodnotícím kritériem je pak samozřejmě vybočení vozidla v daném čase od původního přímého směru. Tuto hodnotu je možné měřit přímo, nebo ji nepřímě dopočítat z dalších veličin popisující příčný pohyb vozidla. Jak bude ukázáno dále, tato veličina je silně závislá na počátečních podmínkách, které jsou sice normou upraveny, nicméně např. pro validaci numerického modelu je tato veličina značně nevhodná. Základní schéma, podle kterého probíhá zkouška CBV, je zobrazeno na Obr. 3.



Obr. 3 Základní schéma zkoušky CBV

Podmínkou úspěšně provedené zkoušky dle ISO 12021 je, aby vybočení v úseku mezi body x_{-40m} a x_0 nepřesáhlo 2,5% procenta z této vzdálenosti, což odpovídá 1m. Hodnocení CBV na základě vybočení, které může být ovlivněno až 1 m (cca 50% z obvykle měřené hodnoty) je značně nevyhovující. Mnohem vhodnější je použít integrální hodnoty bočního zrychlení a stáčivé rychlosti, která jsou mnohem méně závislé na úhlu mezi Course line a Reference line. Použití kritéria vybočení pro experimentální hodnocení vlivu parametrů vozidla na CBV je naprosto nevhodné a může vést k nesprávným závěrům. Možným řešením tohoto problému je transformace trajektorie o úhel mezi Course line a Reference line, přesto není tato korekce úplně správná.



Měření bočního zrychlení a rychlosti stáčení je poměrně jednoduché s využitím akcelerometru a snímače úhlové rychlosti. Mnohem složitější je však měření vlastního vybočení. Jako nejvhodnější nástroj se jeví použití některého z diferenčních GPS systémů, které dosahují absolutní přesnosti určení polohy do 2 cm. Většina těchto systémů současně obsahuje inerciální platformu umožňující současné měření zrychlení a úhlové rychlosti ve všech třech osách.

ISO 12021 – měřené veličiny					
Povinné			Doplňkové		
rychlost stáčení	$d\psi/dt$	[°/s]	boční výchylka (vybočení)	y	[m]
boční zrychlení	A_y	[m/s ²]	úhel klopení	φ	[°]
úhel natočení volantu	δ_H	[°]	směrová úchylka	β	[°]
podélná rychlost	v_x	[m/s]	boční rychlost	v_y	[m/s]

Tab. 3 Měřené veličiny manévru CBV dle ISO 12021

V Tab. 3 jsou uvedené všechny veličiny, které je nutné, a které se doporučují měřit. Pro přesné měření složek rychlosti vozidla v_x a v_y je možné použít například optických snímačů Correvit. Z těchto signálů je pak při znalosti polohy snímače vzhledem k pevnému bodu vozidla snadné spočítat směrovou úchylku vozidla v těžišti. Nevýhodou použití snímačů Correvit jsou především jejich rozměry, které mohou ovlivnit aerodynamické vlastnosti vozidla. Při použití inerciální GPS platformy tento problém odpadá, současně jsou měřeny všechny povinné i doplňkové veličiny, kromě úhlu natočení volantu. Tato informace je získávána obvykle ze snímače úhlu umístěného na tyči řízení, popřípadě na náboji volantu a slouží primárně pro kontrolu provedení openloop testu, tedy bez zásahu řidiče do řízení. Vlastní realizace zkoušky CBV podle výše uvedeného je popsána v kapitole 9.

5.2 CLOSEDLOOP TEST

Podstatou closedloop testu je hodnocení chování vozidla v bočním větru, do kterého zasahuje řidič. Tento test je tedy subjektivní a jeho modelování by vyžadovalo buď sestavení modelu řidiče anebo propojení subjektivního hodnocení s některým z měřených objektivních kritérií. Jelikož hlavním cílem je sestavení metodiky, která dokáže posoudit chování samotného vozidla v bočním větru, je closedloop test pro toto spíše nevhodný. Vytvoření metody pro hodnocení CBV v případě closedloop testu by bylo možné provést po sestavní metody openloop testu. Je zřejmé, že v prvním kroku by bylo nutné odladit model samotného vozidla (což je ve shodě s cílem této práce), a až následně by bylo možné provést rozšíření o model řidiče. Největší překážkou hodnocení CBV na základě closedloop testu by pak byla právě zmíněná objektivizace subjektivního hodnocení řidičem.

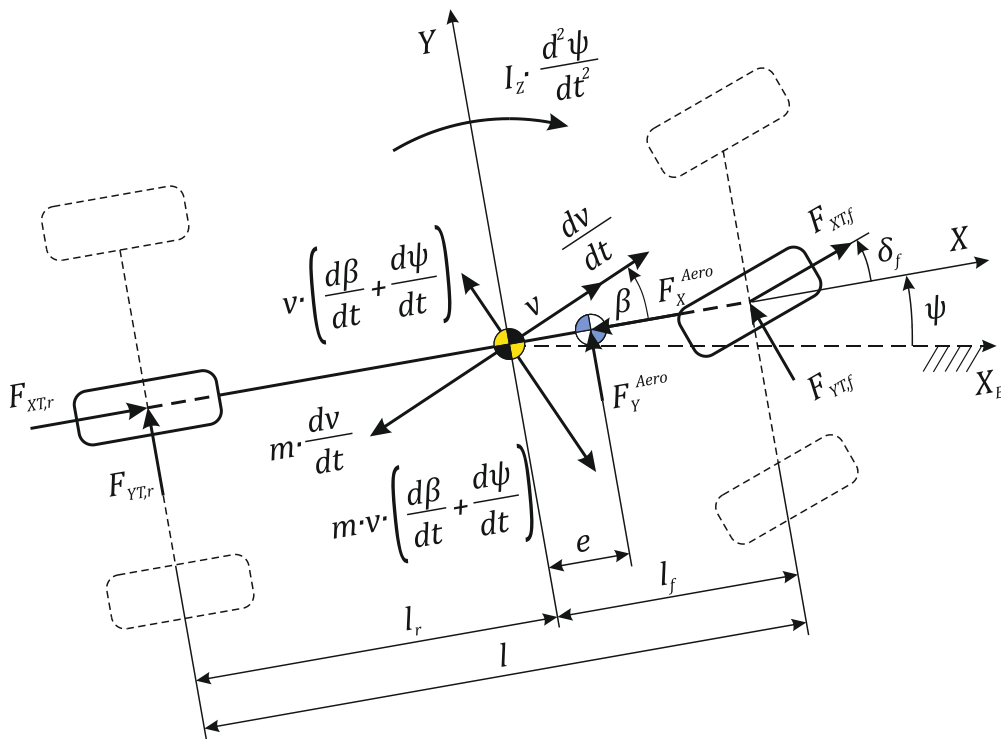


6 SIMULAČNÍ MODEL

Pro řešení dynamiky pohybu vozidla při působení bočního větru je možné použít jednostopý model vozidla, a to z důvodu jeho jednoduchosti a malého počtu rovnic potřebných pro řešení. V tomto modelu je nutné zahrnout aerodynamická zatížení vyvolaná jak vlastním pohybem vozidla, tak i působením bočního větru.

6.1 JEDNOSTOPÝ MODEL VOZIDLA

Základem pro odvození pohybových rovnic jednostopého modelu vozidla je silová rovnováha uvedená na Obr. 4. Z tohoto schématu je možné popsat silové a momentové účinky působící na vozidlo pro jednotlivé směry.



Obr. 4 Silová rovnováha jednostopého modelu s aerodynamickým zatížením

V uvedeném obrázku jsou aerodynamické silové účinky popsány dle transformace z rovnice (1). Pro Obr. 4 tedy platí následující základní soustava rovnic:

$$\sum F_x: -m \cdot \frac{dv}{dt} \cdot \cos \beta + m \cdot v \cdot \left(\frac{d\beta}{dt} + \frac{d\psi}{dt} \right) \cdot \sin \beta - F_{YTf} \cdot \sin \delta_f + F_{XTf} \cdot \cos \delta_f + F_{XTr} - F_x^{Aero} = 0$$

$$\sum F_y: -m \cdot \frac{dv}{dt} \cdot \sin \beta - m \cdot v \cdot \left(\frac{d\beta}{dt} + \frac{d\psi}{dt} \right) \cdot \cos \beta + F_{YTf} \cdot \cos \delta_f + F_{XTf} \cdot \sin \delta_f + F_{YTr} + F_y^{Aero} = 0 \quad (2)$$

$$\sum M_z: -I_z \cdot \frac{d^2\psi}{dt^2} + F_{YTf} \cdot l_f - F_{YTr} \cdot l_r + F_y^{Aero} \cdot e = 0$$

, kde e je vzdálenost mezi těžištěm vozidla a středem aerodynamických sil. Nazývá se též aerodynamické rameno.



Vzhledem k tomu, že vnější síly působící na vozidlo jsou velmi malé, výsledná směrová úchylka vozidla v těžišti β odpovídající směrovým charakteristikám pneumatik pro osobní vozidla je také velmi malá, řádově menší než 3° . Můžeme tedy předpokládat:

$$\begin{aligned}\sin \beta &\approx 0 \\ \cos \beta &\approx 1\end{aligned}\quad (3)$$

Za předpokladu uvedeného v rovnici (3) je možné upravit soustavu (2) do tvaru (4).

$$\begin{aligned}\sum F_x: \quad &-m \cdot \frac{dv}{dt} + F_{xTf} + F_{xTr} - F_x^{Aero} = 0 \\ \sum F_y: \quad &-m \cdot v \cdot \left(\frac{d\beta}{dt} + \frac{d\psi}{dt} \right) \cdot \cos \beta + F_{yTf} + F_{yTr} + F_y^{Aero} = 0 \\ \sum M_z: \quad &-I_z \cdot \frac{d^2\psi}{dt^2} + F_{yTf} \cdot l_f - F_{yTr} \cdot l_r + F_y^{Aero} \cdot e = 0\end{aligned}\quad (4)$$

Jak bylo popsáno v kapitole 5, zkouška probíhá při konstantní rychlosti. Pro model popisující chování vozidla v bočním větru tedy platí rovnice (5), podle které lze převést soustavu (4).

$$\frac{dv}{dt} = 0 \quad (5)$$

Výsledné silové účinky na vozidlo ve vodorovné rovině lze tedy popsat soustavou dvou lineárních nehomogenních diferenciálních rovnic:

$$\begin{aligned}\sum F_y: \quad &-m \cdot v \cdot \left(\frac{d\beta}{dt} + \frac{d\psi}{dt} \right) \cdot \cos \beta + F_{yTf} + F_{yTr} + F_y^{Aero} = 0 \\ \sum M_z: \quad &-I_z \cdot \frac{d^2\psi}{dt^2} + F_{yTf} \cdot l_f - F_{yTr} \cdot l_r + F_y^{Aero} \cdot e = 0\end{aligned}\quad (6)$$

6.2 MODEL AERODYNAMICKÝCH SIL

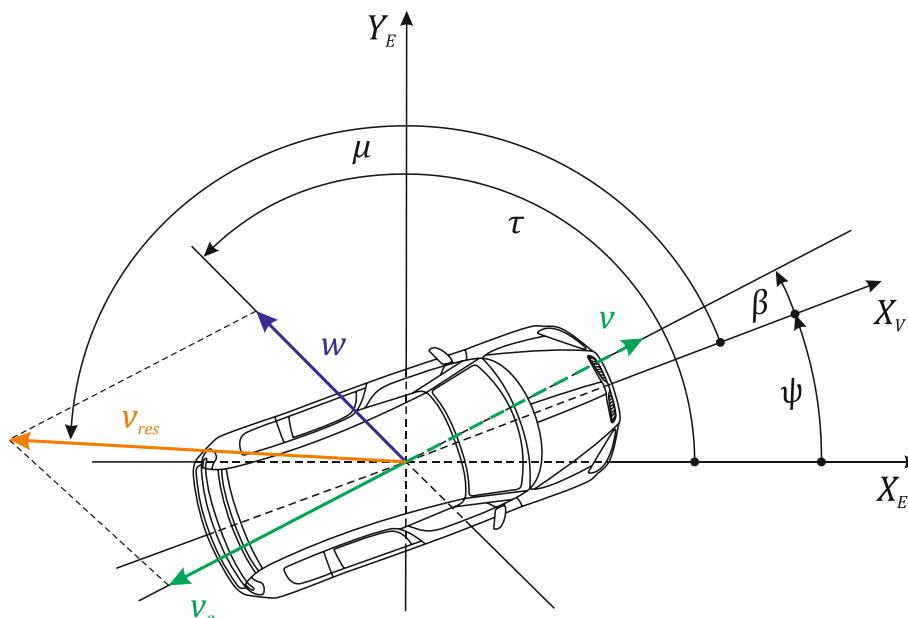
Doposud byly veškeré aerodynamické účinky větru prezentovány pouze skrze boční sílu F_y^{Aero} a aerodynamické rameno e . To však pro správnou funkci modelu a následné hodnocení sledovaných kritérií popisující chování vozidla a jeho odezvu na buzení bočním větrem nestačí. Model vozidla je nutné doplnit o model aerodynamických sil.

Modelem aerodynamických sil můžeme rozumět vnější silové zatížení vozidla jako funkci jeho rychlosti, úhlu stáčení a směrové úchylky v těžišti, aktuální rychlosti větru a jeho směru.

Model aerodynamických sil popisuje v tomto případě pouze ty silové účinky, které bezprostředně souvisí se samotným bočním větrem. Jedná se o kvazistatický model nezohledňující dynamickou povahu samotného manévru vjíždění do a z oblasti bočního větru. Této problematice je věnována samostatná kapitola této práce. Vliv aerodynamických sil na svislé zatížení vozu (vztlaků), potažmo na velikost směrové úchylky kola není v tomto modelu zahrnuta. Tyto aerodynamické účinky však není možné zanedbat, proto jsou zahrnuty v modelu pneumatiky, jak bude uvedeno dále.



Nejdříve je nutné odvodit závislost výslednice rychlosti proudu vzduchu na rychlosti vozidla, rychlosti větru a natočení vozu. Obecné schéma působení vektoru rychlosti boční větru w na vozidlo jedoucí rychlostí v je znázorněno na Obr. 5.



Obr. 5 Odvození velikosti úhlu natočení vozidla a výslednice proudu vzduchu

S využitím cosinovy věty je podle Obr. 5 možné odvodit velikost výsledného proudu vzduchu v_{res} . To je uvedeno v rovnici (7)

$$v_{res} = \sqrt{v^2 + w^2 - 2 \cdot v \cdot w \cdot \cos(\tau - \psi - \beta)} \quad (7)$$

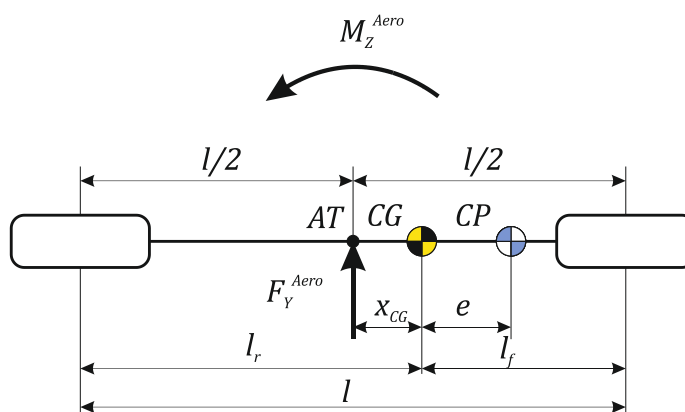
Pro výsledný úhel směru vektoru výsledného proudu vzduchu platí podle sinovy věty rovnice (8).

$$\mu = \arcsin\left(\frac{w}{v_{res}} \cdot \sin(\tau - \psi - \beta)\right) - \beta \quad (8)$$

Pro výsledné aerodynamické silové účinky (závislé na aerodynamických koeficientech získaných v aerodynamickém tunelu, tudíž i v jeho souřadném systému) působící na vozidlo můžeme podle Tab. 2 a rovnic (1), (7) a (8) odvodit rovnice (9).

$$\begin{aligned} F_y^{AeroAT} &= -S = -q_\infty \cdot c_s \cdot F = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{res}^2 \cdot c_s(\mu) \cdot F \\ M_z^{AeroAT} &= N = q_\infty \cdot c_n \cdot F \cdot l = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{res}^2 \cdot c_n(\mu) \cdot F \cdot l \end{aligned} \quad (9)$$

Tyto rovnice platí pro souřadný systém aerodynamického tunelu. Pro správnou implementaci do jednostopého modelu vozidla je nutné přepočítat tyto rovnice do těžiště vozidla. To je znázorněno na Obr. 6.



Obr. 6 Vztah mezi aerodynamickým zatížením v souřadném systému AT a CG

Zavedením pojmu relativní vzdálenost těžiště x_{CG}^{rel} od středu aerodynamického tunelu dle rovnice (10) můžeme transformaci silových účinků ze souřadného systému tunelu do těžiště vozidla přepsat do konečného tvaru v rovnici (11).

$$x_{CG}^{rel} = \frac{x_{CG}}{l} = 0,5 - \frac{m_r}{m} \quad (10)$$

$$F_Y^{Aero} = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{res}^2 \cdot c_s(\mu) \cdot F \quad (11)$$

$$M_Z^{Aero} = F_Y^{Aero} \cdot e = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{res}^2 \cdot F \cdot l \cdot (c_N(\mu) - c_s(\mu) \cdot x_{CG}^{rel})$$

V případě potřeby vyjádřit aerodynamické silové účinky v závislosti na datech získaných z aerodynamického tunelu (očekávaný případ) je možné převést rovnice na tvar, v nichž je hustota vzduchu vyjádřena v hodnotě dynamického tlaku – viz rovnice (12). Tento způsob je mnohem praktičtější pro propojení standardního formátu dat z AT s numerickou simulací.

$$F_Y^{Aero} = -\frac{q_\infty}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_s(\mu) \cdot v_{res}^2 \quad (12)$$

$$M_Z^{Aero} = \frac{q_\infty}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot (c_N(\mu) - c_s(\mu) \cdot x_{CG}^{rel}) \cdot l \cdot v_{res}^2$$

Během vlastní zkoušky CBV vozidlo postupně vjíždí do a vyjíždí z oblasti bočního větru, tzn., že mezi silovými reakcemi na kolech od aerodynamických sil dochází k fázovému posunu. Tento posun není možné získat experimentálně v AT, jelikož vozidlo se po celou dobu nachází celým svým objemem v měřicím prostoru, tedy v proudu větru. Tento posun byl získán na základě technického experimentu CBV uvedeného v kapitole 9.

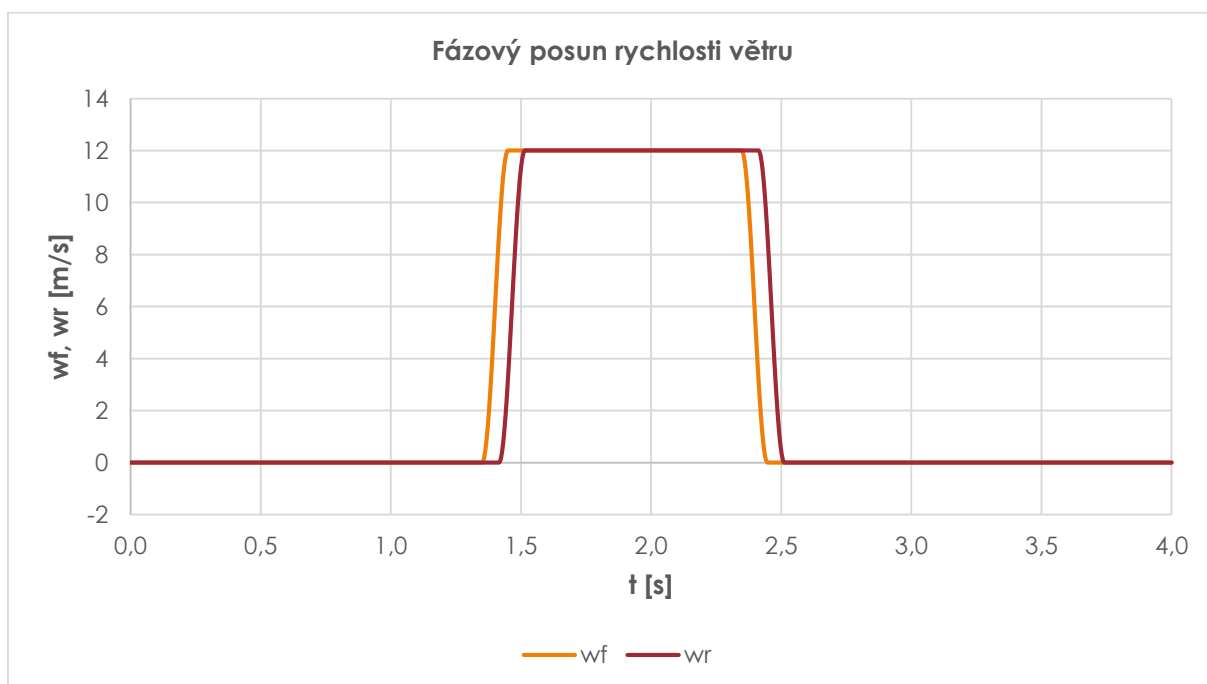
Aby bylo možné lépe modelovat vjezd vozidla do oblasti bočního větru, resp. jeho výjezd, je vhodné aerodynamickou boční sílu a moment definovat pomocí koeficientů bočních sil na kolech jednotlivých náprav c_{SV} a c_{SH} . Rovnice (11) je tedy možné přepsat na tvar (13).



$$F_Y^{Aero} = -\frac{q_\infty}{V_{WIND}^2} \cdot F \cdot (C_{SV}(\mu) + C_{SH}(\mu)) \cdot v_{res}^2$$

$$M_Z^{Aero} = \frac{q_\infty}{V_{WIND}^2} \cdot F \cdot (C_{SH}(\mu) \cdot l_r - C_{SV}(\mu) \cdot l_f) \cdot v_{res}^2$$
(13)

Fázový posun vlastních silových účinků je pak možné řídit časovým rozdělením rychlostního profilu větru na přední a zadní nápravu dle Graf 1. Hodnota posunu je získána experimentálně z tlakových měření na povrchu vozidla a silových účinků na kolech a činí 0,065s.



Graf 1 Fázový posun rychlosti větru

Aerodynamické silové účinky v rovnicích (13) je tedy nutné upravit na tvar s fázovým posunem dle rovnice (14)

$$F_Y^{Aero} = F_{Yf}^{Aero} + F_{Yr}^{Aero}$$

$$M_Z^{Aero} = F_{Yf}^{Aero} \cdot l_f - F_{Yr}^{Aero} \cdot l_r$$

$$F_{Yf}^{Aero} = -\frac{q_\infty}{V_{WIND}^2} \cdot F \cdot C_{SV}(\mu) \cdot v_{res_f}^2$$

$$F_{Yr}^{Aero} = -\frac{q_\infty}{V_{WIND}^2} \cdot F \cdot C_{SH}(\mu) \cdot v_{res_r}^2$$
(14)

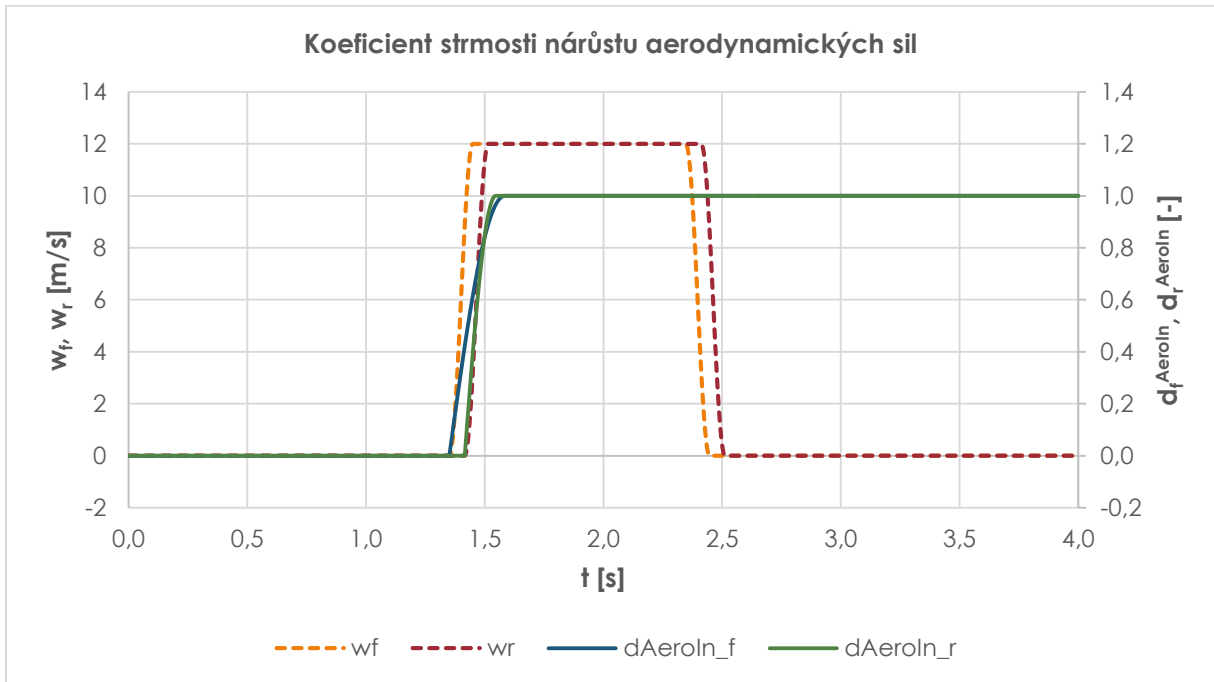
Dalším parametrem, který je zaveden z důvodu minimalizace odchyšky modelu od experimentu, je strmost nárůstu aerodynamických sil v oblasti najíždění do oblasti bočního větru d^{AeroIn} . V podstatě se jedná o náhradu dynamické složky aerodynamických sil stanovenou na základě stavových veličin vozidla získaných experimentem. Tento parametr je funkcí času pro daný profil větru. Aerodynamické silové účinky obsahující strmost nárůstu pro vjíždění do oblasti bočního větru jsou definovány rovnicí (15).



$$F_{Yf}^{Aero} = -\frac{q_{\infty}}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_{SV}(\mu) \cdot v_{res_f}^2 \cdot d_f^{AeroIn} \quad (15)$$

$$F_{Yr}^{Aero} = -\frac{q_{\infty}}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_{SH}(\mu) \cdot v_{res_r}^2 \cdot d_r^{AeroIn}$$

Koeficient d^{AeroIn} nabývá hodnot od 0 do 1 a jeho průběh, který se liší pro kola přední a zadní nápravy, je znázorněn v Graf 2.



Graf 2 Koeficient strmosti nárůstu aerodynamických sil

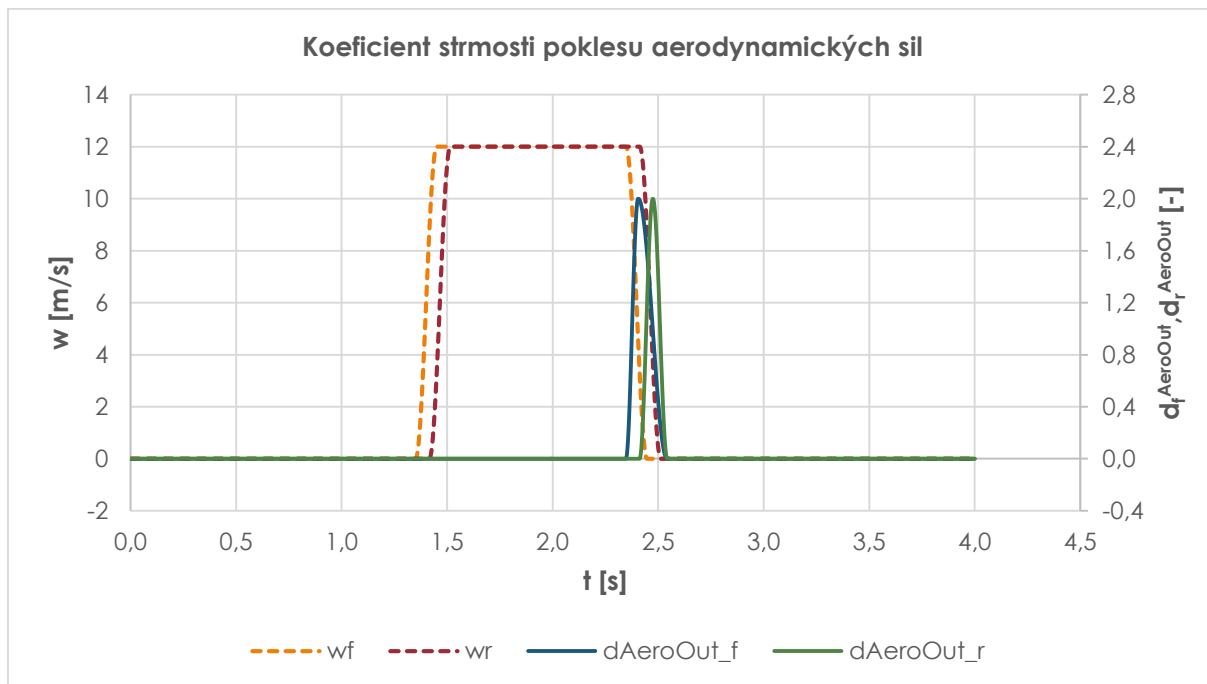
Posledním koeficientem popisující dynamickou povahu aerodynamických účinků je strmost poklesu aerodynamických sil v oblasti vyjíždění z bočního větru $d^{AeroOut}$. Stejně jako předchozí parametr je i $d^{AeroOut}$ získán na základě experimentu. V tomto případě se však nepodařilo nalézt v měřených datech jasnou souvislost mezi tlakovými účinky na vozidlo a silami na kolech. Parametr $d^{AeroOut}$ byl získán čistě matematicky na základě dosažení maximální hodnoty koeficientu korelace průběhů rychlosti stáčení a bočního zrychlení modelu s experimentem napříč měřenými variantami vozidla popsaných v kapitole 9. Vlastní hodnota parametru je závislá na předchozím průběhu bočních aerodynamických sil v oblasti před zahájením vyjíždění vozidla z bočního větru, konkrétně na jejich maximech. Tento fakt způsobuje přerušení vlastního výpočtu v čase dosažení konce oblasti větru. Konečná podoba aerodynamických silových účinků zahrnující fázový posun mezi koly přední a zadní nápravy, strmost nárůstu aerodynamických sil v oblasti najíždění do oblasti bočního větru d^{AeroIn} a strmost poklesu aerodynamických sil v oblasti vyjíždění z bočního větru $d^{AeroOut}$ je uvedena v rovnicích (16).

$$F_{Yf}^{Aero} = -\frac{q_{\infty}}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_{SV}(\mu) \cdot v_{res_f}^2 \cdot d_f^{AeroIn} + d_f^{AeroOut} \cdot 0,24 \cdot \max_{ts}^{te}(F_{Yf}^{Aero}) \quad (16)$$

$$F_{Yr}^{Aero} = -\frac{q_{\infty}}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_{SH}(\mu) \cdot v_{res_r}^2 \cdot d_r^{AeroIn} + d_r^{AeroOut} \cdot 0,10 \cdot \max_{ts}^{te}(F_{Yr}^{Aero})$$



Průběh parametru $d^{AeroOut}$ je znázorněn v Graf 3.



Graf 3 Koeficient strmosti poklesu aerodynamických sil

Vzhledem k tomu, že aerodynamické parametry vozidla mají vliv i na kolmé zatížení pneumatik, je nutné zavést vztah mezi celkovou kolmou silou a vzlakem vozidla – viz rovnice (17)

$$\begin{aligned}
 F_{ZTf} &= \frac{1}{2} \cdot \left(m_f \cdot g - \frac{q_\infty}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_{AV}(\mu) \cdot v_{res}^2 \right) \\
 F_{ZTr} &= \frac{1}{2} \cdot \left(m_r \cdot g - \frac{q_\infty}{v_{WIND}^2} \cdot F \cdot c_{AH}(\mu) \cdot v_{res}^2 \right)
 \end{aligned}
 \tag{17}$$



6.3 MODEL PNEUMATIKY

Základním směrovou vlastností pneumatiky je její směrová tuhost C_α , která vyjadřuje vztah mezi velikostí boční síly působící ve stopě pneumatiky a její směrovou úchylkou. Tato závislost je nelineární a mění se především s kolmým zatížením pneumatiky. Hodnoty směrové úchytky pneumatiky jsou získávány experimentálně a jsou prokládány pomocí vhodného modelu, nejčastěji Magic Formula Tire Model – MF.

Magic Formula je matematické vyjádření, které umožňuje popsat vztah mezi základními vlastnostmi pneumatiky a jejich vliv na silovou interakci v místě styku pneumatiky s vozovkou. Tento model lze použít pro rovný povrch vozovky, kdy nerovnosti jsou větší jak poloměr kola a frekvence svislého kmitání nepřesahuje 8 Hz. Existují tři základní provozní podmínky, pro které je možné model použít:

- Samostatný podélný skluz kola – Brzdění či akcelerace bez zatáčení
- Samostatný příčný skluz kola – Zatáčení při volně se odvalujícím kole
- Kombinace podélného a příčného skluzu – Brzdění v zatáčce apod.

Manévru CBV tedy odpovídá samostatný příčný skluz kola. Pro samostatný skluz kola je boční síla F_{YT} v místě styku pneumatiky s vozovkou funkcí směrové úchytky α (pro případ příčného skluzu) respektive síla F_{XT} je funkcí podélného skluzu κ . Základní rovnice popisující vztah mezi daným skluzem kola a příslušnou složkou síly je uveden v rovnici (18).

$$Y(x) = D \cdot \cos\left(C \cdot \arctan\left(B \cdot x - E \cdot \left(B \cdot x - \arctan(B \cdot x)\right)\right)\right) \quad (18)$$

$Y(x)$ odpovídá příslušné složce síly, zatímco x vyjadřuje příslušný skluz kola. Význam faktorů B , C , D a E spočívá v popisu křivky dle následujícího:

- D – faktor popisující maximum funkce, nazývá se též vrcholový faktor
- C – faktor popisující tvar křivky před maximumem funkce, tvarový faktor
- B – faktor popisující protažení funkce
- E – faktor popisující zakřivení funkce v oblasti jejího maxima

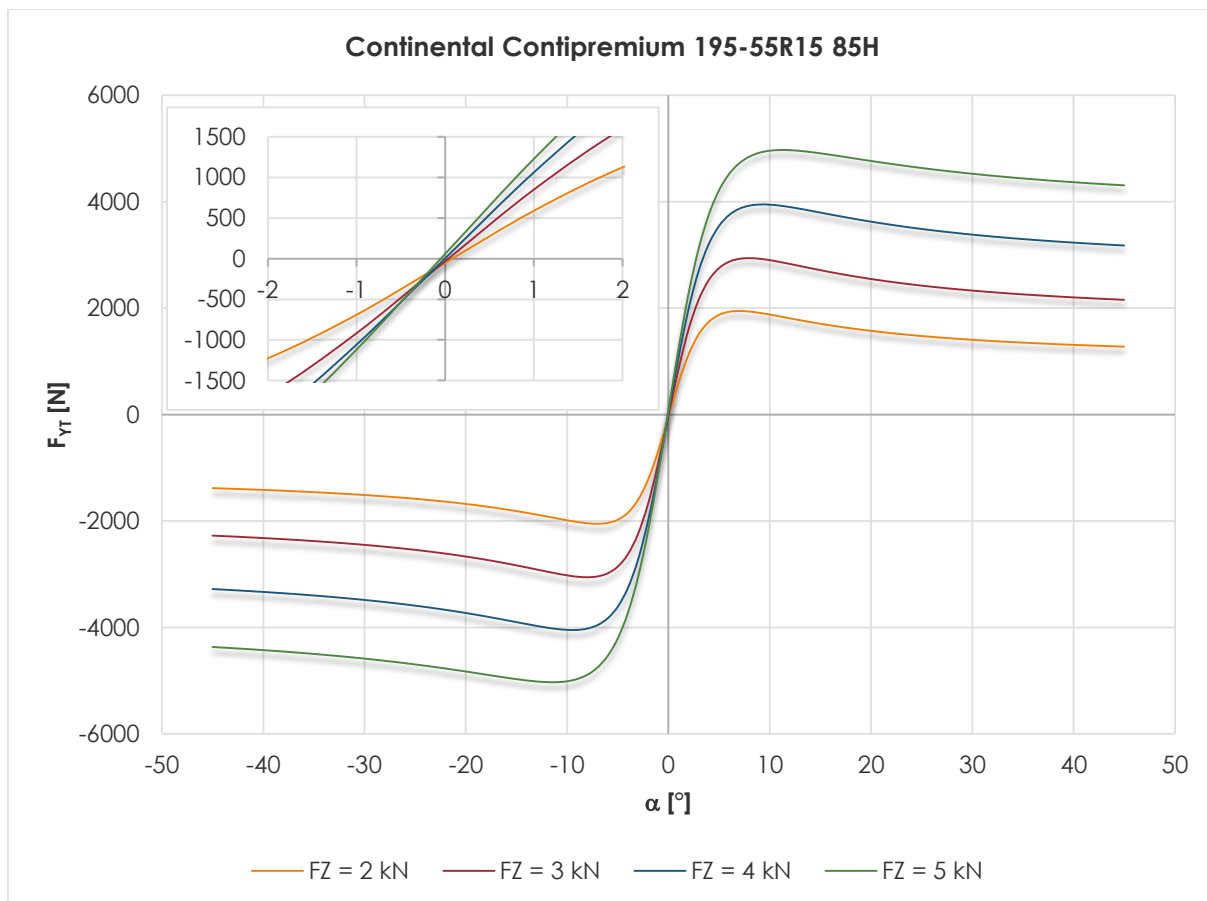
Vstupní a výstupní veličiny modelu MF, ke kterému jsou známy potřebné charakteristiky pneumatiky, jsou uvedeny v Tab. 4.

	Název	Symbol	Jednotka
Vstupy	Podélný skluz kola	κ	[-]
	Směrová úchylka	α	[rad]
	Odklon kola	γ	[rad]
	Svislé zatížení kola	F_{ZT}	[N]
Výstupy	Podélná síla	F_{XT}	[N]
	Boční síla	F_{YT}	[N]
	Klopný moment na kole	M_{XT}	[Nm]
	Moment valivého odporu	M_{YT}	[Nm]
	Vratný moment	M_{ZT}	[Nm]

Tab. 4 Vstupní a výstupní veličiny Magic Formula



Ukázka závislosti boční síly na směrové úchylce pneumatiky Contipremium 195-55R15 85H pro různá zatížení je v Graf 4. Parametry pneumatiky byly získány měřením na zkušební stolici společnosti Michelin. Výstupem tohoto měření je .tir soubor dle standardu MF 5.2. Uvedené závislosti jsou platné pro nulový odklon kola a tlak pneumatiky 2,6 bar.



Graf 4 Závislost boční síly na směrové úchylce

V oblasti malých směrových úchylek, cca do 2°, lze považovat závislost mezi boční silou a směrovou úchylkou za lineární, velikost boční síly lze tedy vyjádřit podle vztahu (19).

$$F_{YT} = C_{\alpha} \cdot \alpha \quad (19)$$

Směrová tuhost pneumatiky je tedy v oblastech malých úhlů směrové úchylky definována jako derivace boční síly podle směrové úchylky (tečna funkce) dle vztahu (20).

$$C_{\alpha} = \left(\frac{\partial F_{YT}}{\partial \alpha} \right)_{\alpha \rightarrow 0} \quad (20)$$

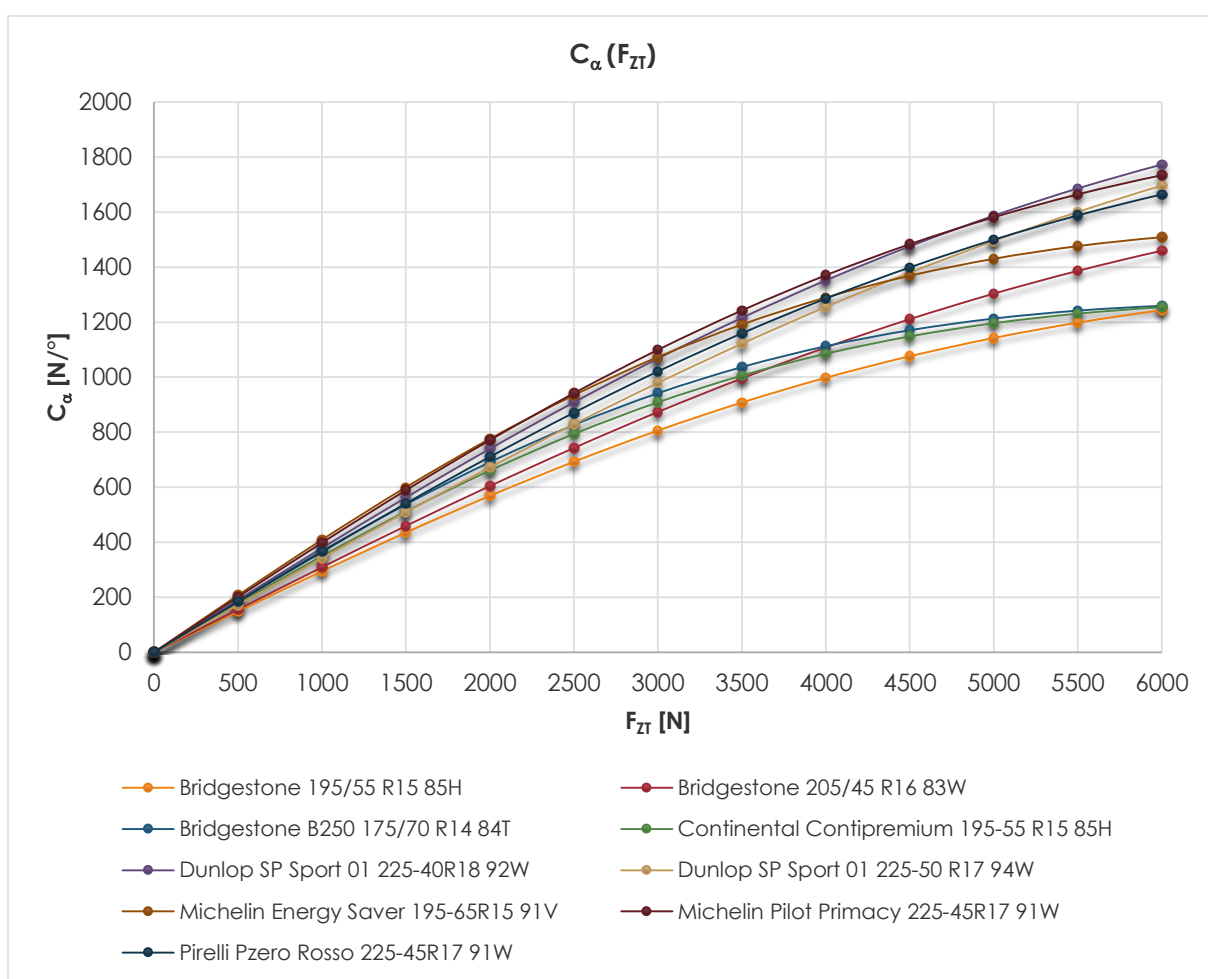
Směrovým tuhostem pneumatik pro různá zatížení dle MF 5.2 pak odpovídá vztah (21). Význam jednotlivých koeficientů je uveden v Tab. 5.



$$C_{\alpha_f} = -PKY1 \cdot FNOMIN \cdot \sin\left(2 \cdot \arctan\left(\frac{F_{zTf}}{PKY2 \cdot FNOMIN \cdot LFZO}\right)\right) \cdot (1 - PKY3 \cdot |GAM \cdot LGAY|) \cdot LFZO \cdot LKY$$

$$C_{\alpha_r} = -PKY1 \cdot FNOMIN \cdot \sin\left(2 \cdot \arctan\left(\frac{F_{zTr}}{PKY2 \cdot FNOMIN \cdot LFZO}\right)\right) \cdot (1 - PKY3 \cdot |GAM \cdot LGAY|) \cdot LFZO \cdot LKY$$
(21)

V Graf 5 jsou vyneseny závislosti směrových tuhostí pneumatik na jejich kolmém zatížení. Z uvedeného grafu lze pozorovat postupnou degradaci směrové tuhosti s rostoucím zatížením u pneumatik s vysokým profilem bočnice, naopak u pneumatik nízkoprofilových roste směrová tuhost i ve velkých zatíženích. To je dáno celkovou tuhostí konstrukce pneumatiky. Například pneumatika Michelin Energy Saver, která je známa svou vysokou tuhostí odpovídající nízkému odporu valení, spadá svou charakteristikou mezi pneumatiky nízkoprofilové, přestože se jedná o pneumatiku s vysokým profilem bočnice.



Graf 5 Závislost směrové tuhosti na zatížení pneumatiky



6.4 MODEL ŘÍZENÍ

Jedním z parametrů vozidla ovlivňující jízdní dynamiku, tedy i chování vozidla v bočním větru je jeho řízení. Přestože, jak bylo uvedeno dříve, zkouška dle ISO 12021 je typu open-loop – probíhá tedy při konstantní poloze volantu, konstrukce řízení ovlivňuje výsledné sledované veličiny popisující CBV. Hlavními veličinami z této oblasti, které je nutné do modelu zahrnout, jsou tuhost řízení a závlek kola. To je popsáno rovnicí (22).

$$\delta_f = \frac{\delta_H}{i_s} - \frac{F_{\gamma f} \cdot (n_k + n_t)}{C_s} \quad (22)$$

Oba tyto parametry snižují tuhost přední nápravy a zvyšují tak její směrovou úchylku. Odvozením (23) lze získat vztah mezi tuhostí pneumatiky, tuhostí řízení a závlekiem kola (24).

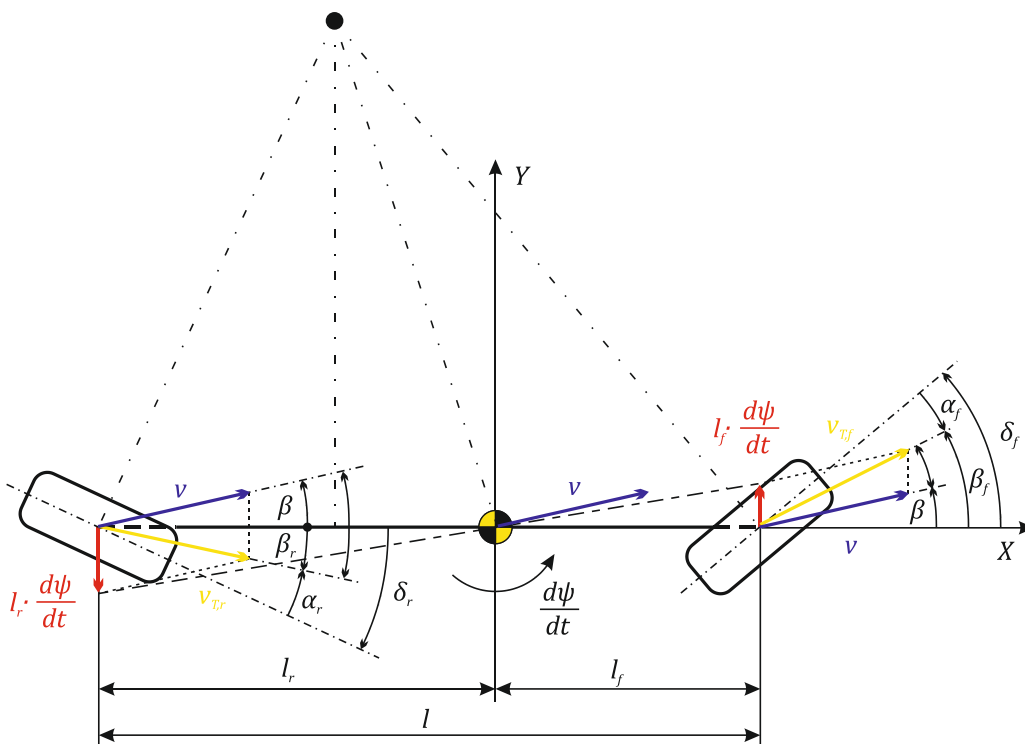
$$\begin{aligned} F_{\gamma f} = C_{\alpha f} \cdot \alpha_f &= -C_{\alpha f} \cdot \left(\alpha_f + \frac{l_f}{v} \cdot \frac{d\psi}{dt} - \delta_f \right) = -C_{\alpha f} \cdot \left(\alpha_f + \frac{l_f}{v} \cdot \frac{d\psi}{dt} - \frac{\delta_H}{i_s} + \frac{F_{\gamma f} \cdot (n_k + n_t)}{C_s} \right) \\ F_{\gamma f} \cdot \left(1 + \frac{C_{\alpha f} \cdot (n_k + n_t)}{C_s} \right) &= -C_{\alpha f} \cdot \left(\alpha_f + \frac{l_f}{v} \cdot \frac{d\psi}{dt} - \frac{\delta_H}{i_s} \right) \\ F_{\gamma f} &= -C'_{\alpha f} \cdot \left(\alpha_f + \frac{l_f}{v} \cdot \frac{d\psi}{dt} - \frac{\delta_H}{i_s} \right) \end{aligned} \quad (23)$$

$$C'_{\alpha f} = \frac{C_{\alpha f}}{1 + \frac{C_{\alpha f} \cdot (n_k + n_t)}{C_s}} \quad (24)$$



6.5 KINEMATIKA JEDNOSTOPÉHO MODELU

Aby bylo možné sestavit konečnou podobu pohybových rovnic jednostopého modelu, je nutné popsat závislost směrových úchylek pneumatik jako funkci směrové úchylky vozidla a rychlosti stáčení. Vzájemná souvislost těchto parametrů je patrná z obrázku Obr. 7.



Obr. 7 Kinematika jednostopého modelu

Pro směrové úchylky na kolech přední a zadní nápravy poté platí rovnice (25).

$$\begin{aligned}\alpha_f &= -\beta - \frac{l_f}{v} \cdot \frac{d\psi}{dt} + \delta_f \\ \alpha_r &= -\beta - \frac{l_r}{v} \cdot \frac{d\psi}{dt} + \delta_r\end{aligned}\quad (25)$$

Protože modelovaná zkouška CBV je typu openloop test (probíhá při uzamčeném volantu) a vyšetřovaná vozidla mají říditelnou pouze přední nápravu, je možné upravit rovnice (6) na tvar (26).

$$\begin{aligned}\frac{1}{v} \cdot (m \cdot v^2 + C'_{\alpha_f} \cdot l_f - C_{\alpha_r} \cdot l_r) \cdot \frac{d\psi}{dt} + m \cdot v \cdot \frac{d\beta}{dt} + (C'_{\alpha_f} + C_{\alpha_r}) \cdot \beta &= F_Y^{Aero} \\ l_z \cdot \frac{d^2\psi}{dt^2} + \frac{1}{v} \cdot (C'_{\alpha_f} \cdot l_f^2 + C_{\alpha_r} \cdot l_r^2) \cdot \frac{d\psi}{dt} + (C'_{\alpha_f} \cdot l_f - C_{\alpha_r} \cdot l_r) \cdot \beta &= M_Z^{Aero}\end{aligned}\quad (26)$$

Dosažením rovnic (14), uvedených v předešlé kapitole, do soustavy (26), získáme konečnou podobu soustavy rovnic (27).



$$\begin{aligned} \frac{1}{v} \cdot (m \cdot v^2 + C'_{\alpha_f} \cdot l_f - C_{\alpha_r} \cdot l_r) \cdot \frac{d\psi}{dt} + m \cdot v \cdot \frac{d\beta}{dt} + (C'_{\alpha_f} + C_{\alpha_r}) \cdot \beta &= F_{Yf}^{Aero} + F_{Yr}^{Aero} \\ I_z \cdot \frac{d^2\psi}{dt^2} + \frac{1}{v} \cdot (C'_{\alpha_f} \cdot l_f^2 + C_{\alpha_r} \cdot l_r^2) \cdot \frac{d\psi}{dt} + (C'_{\alpha_f} \cdot l_f - C_{\alpha_r} \cdot l_r) \cdot \beta &= F_{Yf}^{Aero} \cdot l_f - F_{Yr}^{Aero} \cdot l_r \end{aligned} \quad (27)$$

Tuto soustavu je možné přepsat na tvar pro řešení metodou Runge-Kutta – viz rovnice (28).

$$\begin{aligned} \frac{d\beta}{dt} &= \frac{F_{Yf}^{Aero} + F_{Yr}^{Aero}}{m \cdot v} - \left(\frac{C'_{\alpha_f} l_f - C_{\alpha_r} l_r}{m \cdot v^2} + 1 \right) \cdot \frac{d\psi}{dt} - \frac{(C'_{\alpha_f} + C_{\alpha_r}) \cdot \beta}{m \cdot v} \\ \frac{d^2\psi}{dt^2} &= \frac{F_{Yf}^{Aero} \cdot l_f - F_{Yr}^{Aero} \cdot l_r}{I_z} - \frac{(C'_{\alpha_f} \cdot l_f^2 + C_{\alpha_r} \cdot l_r^2)}{I_z \cdot v} \cdot \frac{d\psi}{dt} + \frac{(C'_{\alpha_f} \cdot l_f - C_{\alpha_r} \cdot l_r)}{I_z} \cdot \beta \end{aligned} \quad (28)$$

Řešením soustavy rovnic (28) jsou získány časové průběhy stavových veličin popisující jízdní dynamiku vozidla při manévru CBV.

6.6 HODNOTICÍ KRITÉRIA

Hodnotící kritéria simulačního modelu odpovídají kritériím popsaným v normě ISO 12021. Jedná se o střední integrální hodnoty rychlosti stáčení, bočního zrychlení a vybočení v daném čase.

Rychlost stáčení je jedna z hodnot získaná přímo numerickým řešením soustavy (28). Hodnota bočního zrychlení (přestože je v soustavě (28) obsažena v součtu bočních sil, není však přímo řešenou veličinou) je dopočítávána ze stavových veličin směrové úchylny a rychlosti stáčení podle rovnice (29). Nutno poznamenat, že se jedná o boční zrychlení v souřadném systému vozidla.

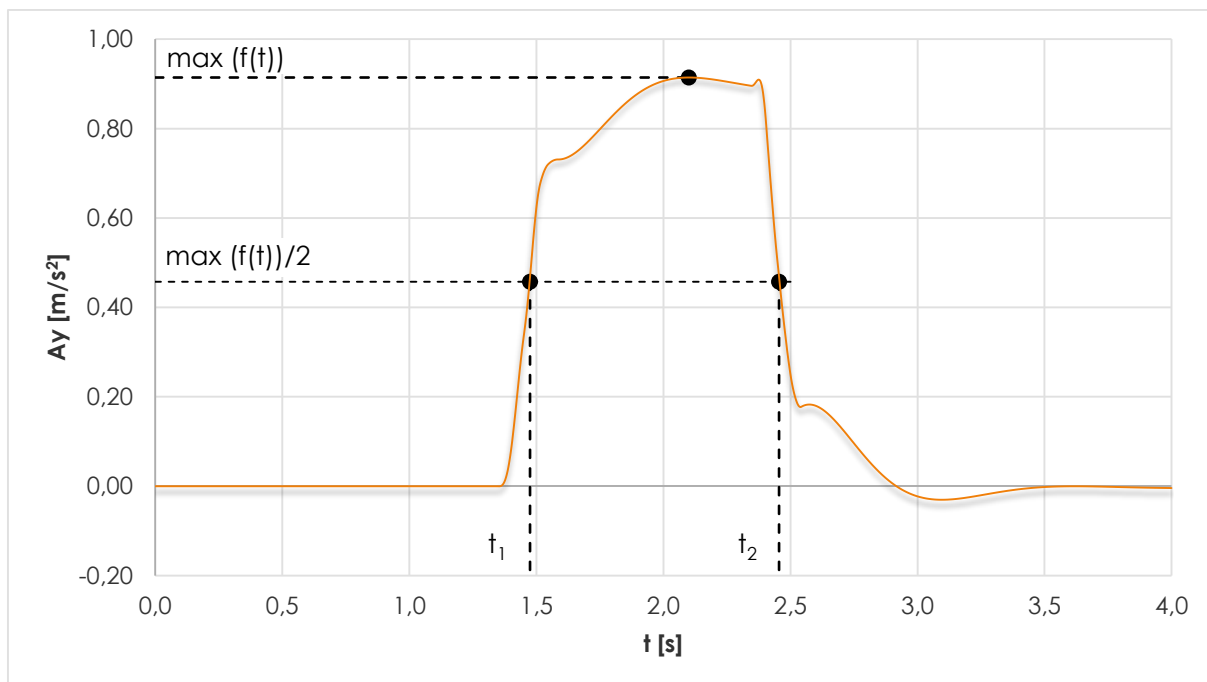
$$A_y = v \cdot \left(\frac{d\beta}{dt} + \frac{d\psi}{dt} \right) \quad (29)$$

Vybočení vozidla v daném čase lze obdobně jako u bočního zrychlení získat z řešených stavových veličin simulačního modelu, konkrétně integrací boční složky rychlosti vozidla. Zde je však nutné provést transformaci do souřadného systému vozovky. Pro vybočení vozidla ve sledovaném čase t pak platí rovnice (30).

$$y_v = \int_0^t v \cdot \sin(\beta + \psi) \cdot dt \quad (30)$$

Jak bude uvedeno v kapitole 9, vybočení vozidla je při vlastním měření často dopočtenou veličinou (přestože lze využít přesné GPS) dle rovnice (30). Je zřejmé, že výsledná hodnota vybočení tak bude silně závislá na počátečních podmínkách, především pak úhlu natočení. Pro vlastní simulaci tento fakt nemá žádný vliv, lze ale předem očekávat horší shodu ve validaci simulace nepřímo měřenou hodnotou vybočení.

Oproti tomu integrální hodnoty bočního zrychlení a rychlosti stáčení (dále označovány zkratkou PV podle Pulse Value) se vyhodnocují pouze v oblasti průjezdu bočního větru a jsou tak na počátečních podmínkách závislé minimálně. Střední integrální hodnoty stavových veličin jsou definovány jako integrál příslušné veličiny v mezích poloviny maxima. To je zřejmé z obrázku Obr. 8.



Obr. 8 Výpočet střední integrální hodnoty stavové veličiny

Vlastní střední integrální hodnotu lze tedy stanovit nalezením příslušných mezí integrálu dle (31),

$$f(t) = \frac{\max(f(t))}{2} \rightarrow t_1, t_2 \quad (31)$$

$$\Delta t = t_2 - t_1$$

kteřé jsou nezbytné pro řešení integrálu příslušné sledované veličiny (32)

$$PV = \frac{\int_{t_1}^{t_2} f(t) \cdot dt}{\Delta t} \quad (32)$$

Vzhledem k tomu, že v řešení soustavy rovnic (28) vystupuje přímo integrál rychlosti stáčení a bočního zrychlení (úhel natočení a boční rychlost), stačí nalézt pouze parametry t_1 a t_2 a střední integrální hodnotu spočítat jako podíl rozdílu funkčních hodnot integrálu sledované veličiny v příslušných časech a rozdílu těchto časů. Například pro střední integrální hodnotu rychlosti stáčení podle výše uvedeného platí rovnice (33).

$$PV \left(\frac{d\psi}{dt} \right) = \frac{\psi(t_2) - \psi(t_1)}{t_2 - t_1} \quad (33)$$

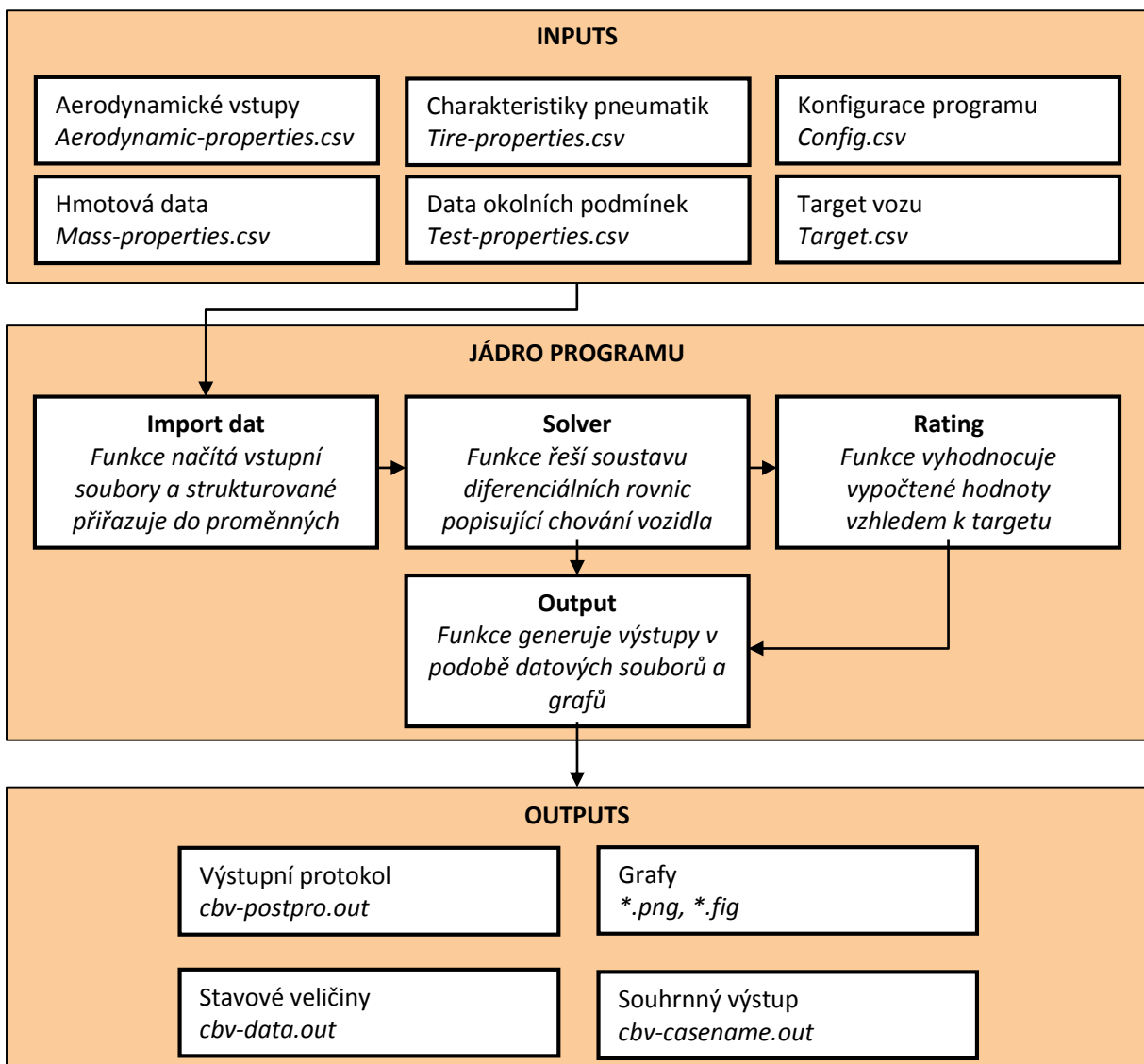
Obdobně lze postupovat i u bočního zrychlení. Zde je však nutné pro výpočet použít hodnotu boční rychlosti v souřadném systému vozovky.



6.7 PROGRAM CBV V MATLABU

Pro řešení matematického modelu popsaného v kapitolách 6.1 až 6.6 je vhodné využít některého z výpočetních softwarů obsahující vhodný numerický řešič. Jedním z takovýchto softwarů je například Matlab, který disponuje vhodným řešičem soustavy diferenciálních rovnic ode45.

Samotný program matematického modelu vozidla obsahuje 4 základní části. První je preprocessing, ve kterém probíhá načítání vstupních dat a tvoří se potřebné interpolační funkce. Na preprocessing navazuje vlastní řešení pohybových rovnic, jehož výstupy vstupují do hodnocení CBV popsané v předchozí kapitole. Ty pak spolu se stavovými veličinami popisující pohyb vozidla vstupují do postprocessingu, jehož výstupy jsou časové průběhy sledovaných veličin v grafické a tabulkové podobě a report obsahující informace o vstupních parametrech vozidla a jeho hodnocení dle ISO 12021. Program je možné popsat schématem na Obr. 9. Vlastní řešení probíhá v čase od 0 do 4s s pevným



Obr. 9 Zjednodušené blokové schéma výpočetního programu

časovým krokem 0,001 s. Počáteční podmínky řešení jsou uvedeny v (34).

$$\beta(t_0) = 0, \psi(t_0) = 0, \frac{d\psi}{dt}(t_0) = 0 \quad (34)$$



7 PARAMETRY SIMULAČNÍHO MODELU

Vstupními parametry simulačního modelu se rozumí ty veličiny, které jsou nezbytné pro výpočet kritérií CBV uvedených v kapitole 6.6. Obecně je lze rozdělit na aerodynamické parametry vozidla, hmotnostní parametry vozidla, parametry pneumatik a vnější parametry. Seznam vstupních parametrů je uveden v Tab. 5.

Skupina	Symbol	Název	Hodnota výchozí konfigurace
Aerodynamické parametry	$C_s(\mu)$	Koeficient boční síly jako funkce natočení	-
	$C_n(\mu)$	Koeficient momentu stáčení jako funkce natočení	-
	$C_{av}(\mu)$	Koeficient boční síly jako funkce natočení	-
	$C_{ah}(\mu)$	Koeficient boční síly jako funkce natočení	-
	F	Čelní plocha vozidla	2,39 m ²
	q_∞	Dynamický tlak	-
	VWIND	Rychlost vzduchu v tunelu	-
Hmotnostní a konstrukční parametry	m_f	Statické zatížení přední nápravy	1003 kg
	m_r	Statické zatížení zadní nápravy	752 kg
	l	Rozvor vozidla	2621 mm
	I_z	Moment setrvačnosti vozidla k ose Z	2703 kg m ²
	C_s	Tuhost řízení	10 kN/rad
	n_k	Závlek kola	40 mm
Parametry pneumatiky	FZNOMIN	Nominální zatížení pneumatiky při měření	3031,2
	LFZ0	Měřítka nominálního zatížení	1
	LKY	Měřítka směrové tuhosti	1
	LGAY	Měřítka odklonu	1
	PKY1	Maximální hodnota poměru boční tuhosti k FZNOMIN	-24,0726
	PKY2	Zatížení při maximální boční tuhosti	2,3543
	PKY3	Změna poměru boční tuhosti k FZNOMIN s odklonem	1,2713
	GAM	Odklon kola	0°
Vnější podmínky	v	Rychlost vozidla	110 km/h
	w	Střední rychlost větru	12 m/s
	w_a	Amplituda větru	0 m/s
	n	Počet ventilátorů	10
	τ	Úhel větru	90°
	t_{ws}	Začátek oblasti bočního větru	1,4 s
	t_{we}	Konec oblasti bočního větru	2,4 s
	t_e	Čas pro hodnocení vybočení	4,0 s

Tab. 5 Vstupní parametry matematického modelu

Jednotlivé vstupní parametry je možné získat měřením anebo přímo z CAD modelu. Parametry, které byly získány vlastním měřením, jsou doplněny o hodnotu relativní chyby, pomocí které je možné stanovit celkovou relativní chybu modelu. Tato oblast je blíže popsána v kapitole 8.



7.1 AERODYNAMICKÉ PARAMETRY VOZIDLA

Aerodynamické parametry jsou jedním ze základních vstupů potřebných pro hodnocení CBV. V tomto případě se jedná především o aerodynamické součinitele momentu stáčení a boční síly. Vzhledem k tomu, že hodnocení CBV probíhá za konstantní rychlosti vozidla, součinitel aerodynamického odporu není pro výpočet relevantní – viz kapitola 6.1.

Jak vyplývá z rovnic (12), pro určení aerodynamické síly nestačí pouze samotný příslušný koeficient, ale i čelní plocha vozidla a hodnota dynamického tlaku, která při dané hustotě vzduchu odpovídá rychlosti proudění.

Všechny výše uvedené parametry je možné získat jak numericky, tak i experimentálně. K numerickému řešení silových účinků působících na vozidlo se hojně využívá CFD. Pro výpočty CBV je však nutné získat aerodynamické koeficienty jako funkci natočení vozidla. V této oblasti jsou metody CFD méně přesné. Přestože CFD simulace mohou poskytnout informace o nestacionární povaze silových účinků pro různé rychlosti stáčení, odchylka od validačních měření je natolik velká že tyto vstupy jsou pro hodnocení nepoužitelné. To se shoduje i se závěry které uvádí Čavoj **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů.** ve své diplomové práci: „Z pohledu aerodynamiky platí, že se vlastnosti různých variant karoserie při vybočení shodují s očekáváním a výsledky CFD výpočtů těmito základním vlastnostem ve většině případů odpovídají. Pravděpodobně při tom ale nenabízí dostatečnou přesnost pro praktické využití při návrhu automobilů“.

Je nutné však poznamenat, že tyto závěry týkající se nevhodnosti použití CFD jako vstupu pro hodnocení CBV vycházejí ze současné metodiky výpočtů externí aerodynamiky ve Škoda Auto a.s., která nebyla navržena pro potřeby hodnocení CBV. Oproti tomu například poznatky z AUDI AG, které publikoval Zens [7] ukazují, že nasazení výsledků CFD jako vstupů do výpočetního modelu je za jistých podmínek použitelné, a to především při menších úhlech výslednice proudu vzduchu. Zens narozdíl od Čavoje používá jiné softwarové vybavení a jinou metodiku výpočtu. Nejlepší shody Zens dosahuje v koeficientu momentu stáčení c_n , naopak odchylka CFD simulace od validačního měření roste u součinitele boční síly c_s s rostoucím úhlem výslednice proudu vzduchu.

Nejlepších výsledků v oblasti CFD výpočtů jako vstupů pro hodnocení jízdní dynamiky při působení bočního větru zřejmě dosáhl Tsubokura [12].

Vzhledem k tomu, že CFD výpočty vozidla s vybočením jsou velice časově náročné (nutno počítat 15 poloh vozidla), jsou aerodynamické parametry do modelu získány měřením v aerodynamickém tunelu koncernu Volkswagen AG Windkanal I (dále jen WKI).

WKI je původní aerodynamický tunel ze 70. let 20. století, čemuž odpovídá i metodika měření. Tunel neumožňuje měření s pohybující se vozovkou a s rotujícími koly. Naopak jeho výhodou je velká dýza, která umožňuje kvalitní výsledky i při velkém natočení vozidla kolem svislé osy. Reakční síly jsou přes kola zachytávány měřicími vahami, pomocí kterých jsou získány silové účinky ve všech osách pod jednotlivými koly. Následným přepočtem tak lze získat požadované aerodynamické veličiny.

Jednou z nevýhod měření ve WKI je velikost časové konstanty měřících vah, která znemožňuje měření silových účinků během natáčení vozidla. Výsledné aerodynamické koeficienty jsou tak měřeny v diskretních hodnotách úhlu natočení ve statickém stavu. Výsledná funkce velikosti aerodynamických sil v závislosti na úhlu natočení je tedy kvazistatická.

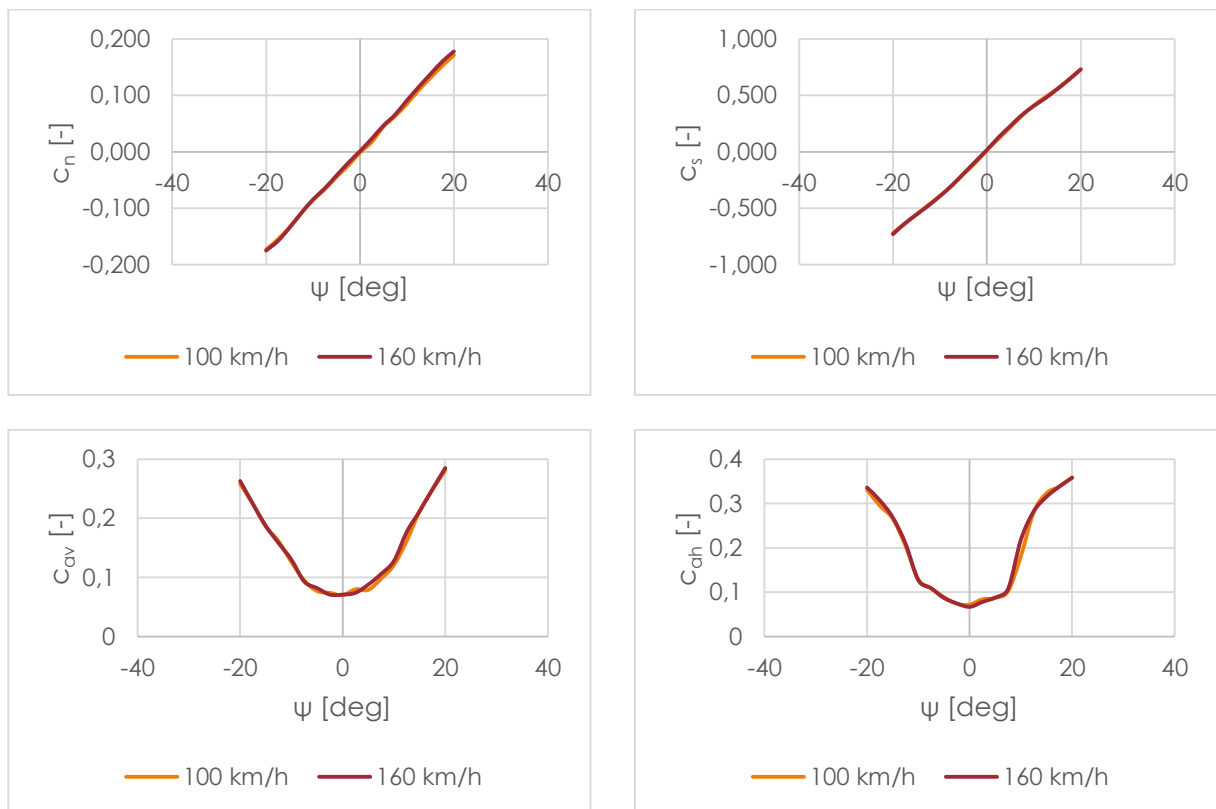
Dalším faktorem, který je nutné při měření v aerodynamickém tunelu zohlednit, je rychlost při které měření probíhá a rozsah úhlu natočení vozidla. Je nutné si uvědomit, že rychlost proudění vzduchu v tunelu neodpovídá rychlosti vozidla při testu CBV, ale rychlosti výslednice proudu vzduchu v_{res}



popsané rovnicí (7). Obdobně úhel natočení vozidla v tunelu neodpovídá úhlu natočení vozidla ψ při jízdě v bočním větru, ale úhlu směru vektoru výsledného proudu vzduchu μ popsaného v rovnici (8).

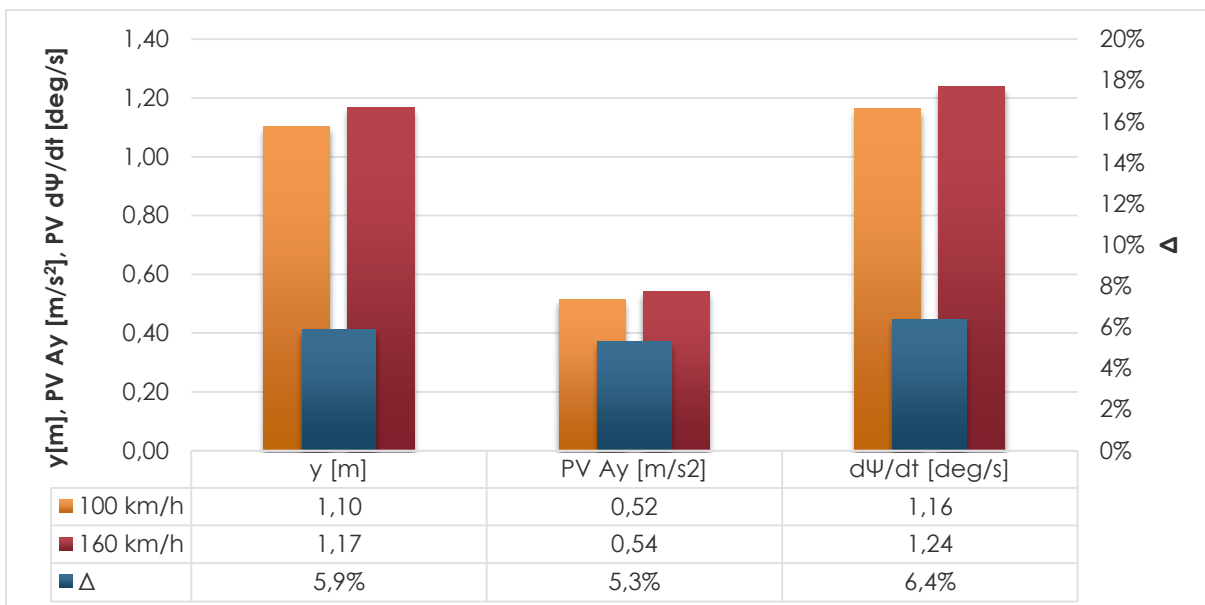
Před měřením v tunelu je tedy nutné předem stanovit, pro jaké podmínky bude simulace CBV probíhat, a tomu přizpůsobit samotné měření aerodynamických koeficientů. Při naměřených veličinách pro malý rozsah úhlu natočení by docházelo v numerickém modelu vozidla k extrapolaci vstupních dat, což by vedlo ke snížení přesnosti výsledků. Zvolení správné rychlosti vzduchu v tunelu nesouvisí s rozsahem měřených veličin, ale s faktem že aerodynamické koeficienty jsou závislé na velikosti Reynoldsova čísla, potažmo tedy i na rychlosti proudění.

Tento fakt byl ověřen měřením aerodynamických koeficientů ve WKI pro různé rychlosti, přičemž nastavení modelu pro hodnocení CBV bylo stejné. V grafu Graf 6 jsou patrné rozdíly v průbězích silových účinků pro rychlosti vzduchu 100 km/h a 160 km/h. Z výsledků měření v tunelu a následného ocenění vlivu rychlosti vzduchu při měření ve WKI jasně vyplývá nutnost měřit aerodynamické charakteristiky při rychlosti odpovídající v_{res} .



Graf 6 Porovnání aerodynamických koeficientů pro různé rychlosti vzduchu

Přestože rozdíly v aerodynamických koeficientech se zdají být malé, ve skutečnosti způsobují rozdíly v kritériích pro hodnocení CBV které nelze zanedbat. Porovnání výsledků výpočtu CBV pro aerodynamická data naměřená při různých rychlostech vzduchu jsou uvedena v Graf 7.



Graf 7 Vliv rychlosti měření v tunelu na kritéria CBV

Z výše uvedeného lze předem stanovit rychlost vzduchu v tunelu pro dané podmínky zkoušky CBV – například pro rychlost vozidla 100 km/h, rychlost větru 14 m/s a úhel větru 45° je vhodné provádět měření v tunelu pro rychlost 140 km/h v rozsahu úhlu vybočení -20° až 20° s krokem 2,5°.

Dalším nezbytným parametrem určeným převážně v aerodynamickém tunelu je čelní plocha vozidla. Nejedná se přímo o aerodynamickou charakteristiku, ale tato veličina vystupuje pouze v aerodynamických silách, proto je zařazena mezi aerodynamické vstupy.

Použitá metoda měření čelní plochy pracuje na principu snímání stínu vozidla vytvořeného externím zdrojem světla, popřípadě promítáním laserového paprsku na kontrastní průsvitnou desku. Snímaná deska je opatřena kódovanými body (obdobou optického systému Tritop) u nichž je známa přesná vzájemná poloha. Na základě těchto informací je následně určena plocha pixelu nasnímaného obrazu. Suma pixelů odpovídající promítnutému stínu vozidla pak odpovídá čelní ploše.

Ukázka standardního protokolu aerodynamických koeficientů a čelní plochy je uvedena v příloze A.

7.2 HMOTNOSTNÍ A KONSTRUKČNÍ PARAMETRY VOZIDLA

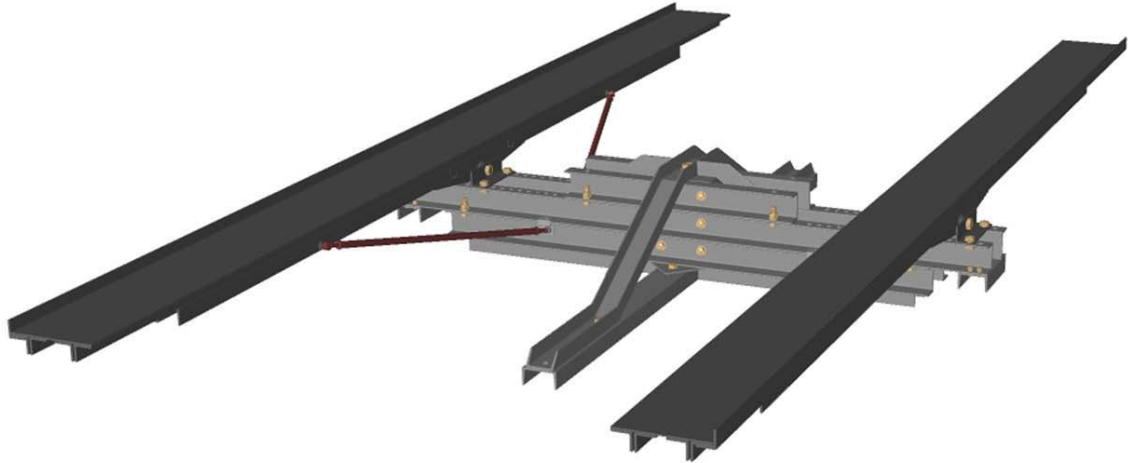
Mezi základní parametry vozidla patří jeho hmotnost, rozvor a moment setrvačnosti. Získání prvního parametru je zcela triviální. V případě, že je potřeba určit rozložení statického zatížení mezi kola přední a zadní nápravy je nutné při měření zohlednit případný sklon roviny, na které je vozidlo umístěno. Pro získání dostatečně přesných výsledků je vhodné provádět měření statických zatížení kol na litinové nivelované desce s broušeným povrchem.

Dalším hmotnostním parametrem je moment setrvačnosti vozidla k ose Z. Ten je možné získat jak z CAD modelu, tak měřením. Jelikož hodnota momentu setrvačnosti z CAD dat je zatížena příliš velkou chybou (CAD model většinou neobsahuje materiálové vlastnosti některých komponent, jako jsou výplně sedaček, provozní kapaliny apod.), je nutné tento vstup získat měřením.

Jelikož tento parametr není možné měřit běžnými měřicími prostředky, je nutné použít zařízení speciálně vyvinuté pro tuto aplikaci. Takové zařízení funguje například na principu torzního kyvadla a



sestává se z měřicí stolice, měřicího řetězce a softwarového nástroje pro záznam a vyhodnocení dat. Zařízení, které bylo použito pro získání momentu setrvačnosti I_z , je znázorněno na Obr. 10.



Obr. 10 Zkušební stav pro měření momentu setrvačnosti

Měření momentu setrvačnosti vozidel vychází z frekvence kmitání vozidla na zkušebním stavu. Plošina se uvádí do pohybu manuálně. Měřenou veličinou je rychlost stáčení. Zpracováním naměřeného signálu vhodnou metodou regresní analýzy je získána perioda jednoho kmitu vozidla, na jejímž základě je vypočtena hodnota I_z . Při této zkoušce je nutné, aby těžiště vozidla leželo co nejlíže k ose rotace. V podélném směru je to zajištěno vyvažováním vozidla kolem čepů, jejichž osa je rovnoběžná s osou y vozidla, v příčném směru pak nastavením plošin na rozchod kol vozidla a následným přeměření. Jelikož těžiště leží mimo podélnou svislou rovinu symetrie vozidla (ve směru osy y), je nutno provést přepočítání naměřené hodnoty do těžiště (korekce v příčném směru).

Při měření momentu setrvačnosti vozidla I_z se vychází z rozdílu momentu setrvačnosti vozidla na zkušebním stavu a samotného zkušebního stavu. Tomu odpovídají perioda jednoho kmitu vozidla s měřicím stavem T_c a perioda kmitu samotného stavu T_p .

Kmitání vozidla je zajištěno pomocí čtyř vinutých pružin uspořádaných ve dvou párech o tuhostech C_i umístěných na ramenech délky l_1 a l_2 od osy rotace. Výsledný moment setrvačnosti v ose procházející těžištěm je spočten podle rovnice (35).

$$I_z = \frac{(C_1 + C_4) \cdot l_1^2 + (C_2 + C_3) \cdot l_2^2}{4 \cdot \pi^2} \cdot (T_c^2 - T_p^2) - m \cdot y_{CG}^2 \quad (35)$$

Dalším nezbytným parametrem vozidla je rozvor kol, jehož hodnotu lze získat několika způsoby. Prvním z nich je odečet z CAD modelu vozidla. Tato data, pokud jsou vůbec k dispozici, nezahrnují výrobní tolerance, proto takto získaná hodnota rozvoru kol se může od reality mírně lišit. Další možností je využití optického systému měření geometrie kol. Tyto systémy jsou obecně schopny změřit jak rozchody kol na obou nápravách, tak i rozvor kol na levé a pravé straně. Tento typ měření však silně závisí na stavu disků kol a takto získané výsledky obvykle nejsou dostatečně přesné.



Nejpřesnější a dostatečně rychlá metoda pro měření rozvoru vozidla je pomocí optického systému Tritop. Tento systém se skládá z digitálního fotoaparátu s plně manuálním režimem, sady kódovaných magnetických bodů a kalibračních tyčí. Systém umožňuje měření souřadnic použitých bodů v prostoru na základě korelace obrazů pořízených fotografií. Přesnost měření rozvoru tohoto systému je v případě osobních vozidel do 0,1 mm.

Parametry týkající se tuhosti řízení a závleku jsou udávány příslušným vývojovým útvarem Škoda Auto, a.s.

7.3 PARAMETRY PNEUMATIK

Parametry pneumatiky odpovídají použitému modelu pneumatiky. Jelikož je směrová úchylka na kolech vozidla při manévru CBV menší než 2° , je v modelu vozidla použit model pneumatiky dle rovnice (19). Vzhledem k tomu, že v modelu vozidla vystupují aerodynamické vztlaky a svislé zatížení kol se pro různá vozidla liší, je směrová tuhost pneumatiky funkcí kolmého zatížení, respektive vztlaků dle rovnic (17) a (21).

Požadované parametry pneumatiky se zjišťují měřením na laboratorních stolicích nebo na experimentálních vozidlech. Typickým příkladem laboratorního měření je využití testovací stolice MTS Flat Track. Jedná se o zařízení opatřené ubíhajícím pásem nahrazující vozovku. K tomuto pásu je hydraulickým pístem přitlačováno kolo odpovídající požadované síle F_{zT} . Hydraulický píst je možné otáčet kolem svislé osy, čímž je možné měnit příčný skluz kola, dále je možné kolo přibrzďovat, čímž se mění jeho podélný skluz. Celé horní rameno se dále může naklánět kolem osy X, díky čemuž se mění odklon kola. Měřenými veličinami jsou pak silové účinky ve stopě pneumatiky. Na základě těchto dat jsou získány parametry požadovaného modelu pneumatiky, v tomto případě MF 5.2.



Obr. 11 Zkušební stolice pneumatik MTS Flat Track [15]

Další variantou laboratorních stolic jsou různé modifikace výše popsaného zařízení, u nichž je převážně nahrazován ubíhající pás rotujícím válcem, především z ekonomických důvodů.



Parametry pneumatik byly získány měření na laboratorní stoličce společnosti Michelin. Celkem bylo proměřeno 9 pneumatik, jejichž seznam je uveden v Tab. 6.

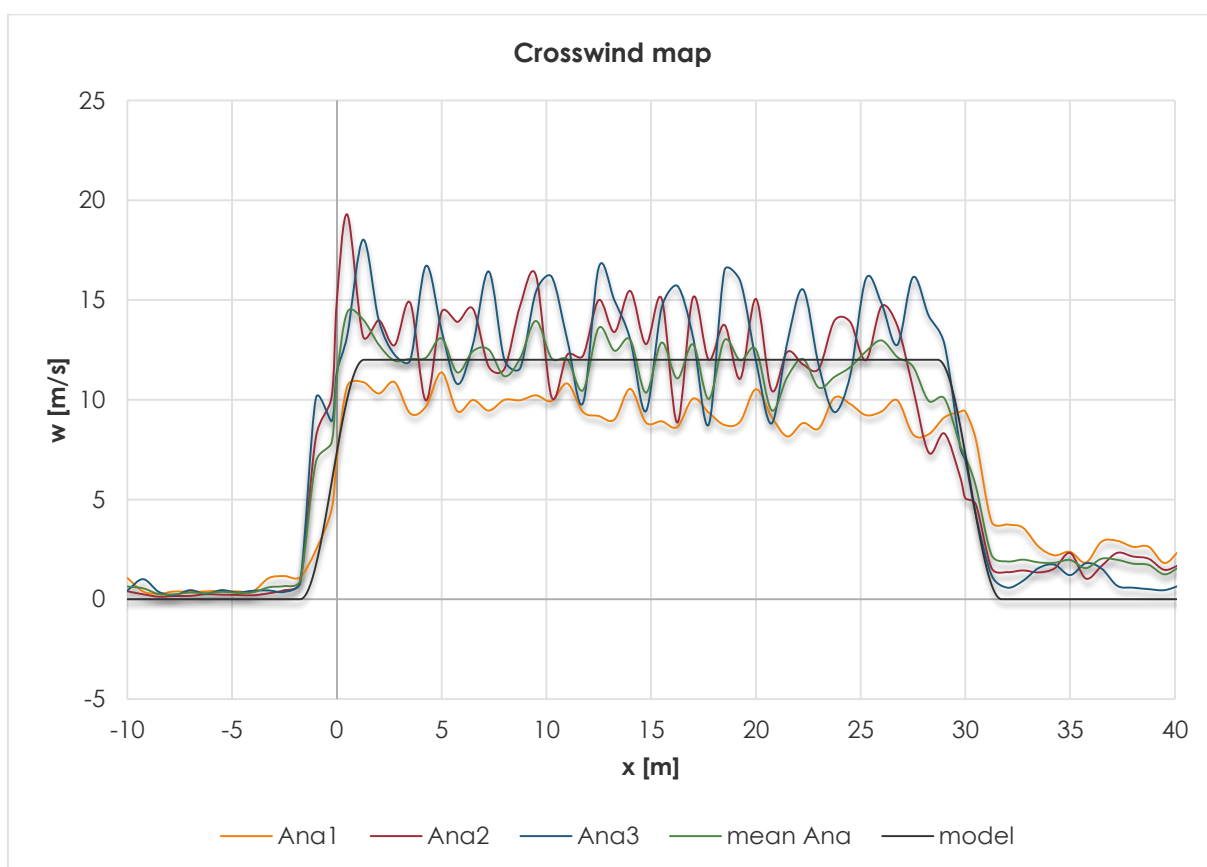
Pneumatika	Samostatný příčný skluz	Kombinace podélného a příčného skluzu
Bridgestone 195/55 R15 85H	X	-
Bridgestone 205/45 R16 83W	X	-
Bridgestone B250 175/70 R14 84T	X	-
Continental Contipremium 195-55 R15 85H	X	X
Dunlop SP Sport 01 225-40R18 92W	X	-
Dunlop SP Sport 01 225-50 R17 94W	X	-
Michelin Energy Saver 195-65R15 91V	X	-
Michelin Pilot Primacy 225-45R17 91W	X	X
Pirelli Pzero Rosso 225-45R17 91W	X	-

Tab. 6 Přehled měřených pneumatik

Všechny pneumatiky byly měřeny pro tři různé tlaky 1,8; 2,6 a 3,4 bar.

7.4 VNĚJŠÍ PARAMETRY

Vnějšími parametry se rozumějí veličiny popisující vlastní zkoušku CBV, patří sem především parametry popisující rychlostní profil větru. Jejich hodnoty mohou být zvoleny libovolně, je vhodné však používat takové, na kterých byl model validován.



Graf 8 Profil rychlostního pole od ventilátorů

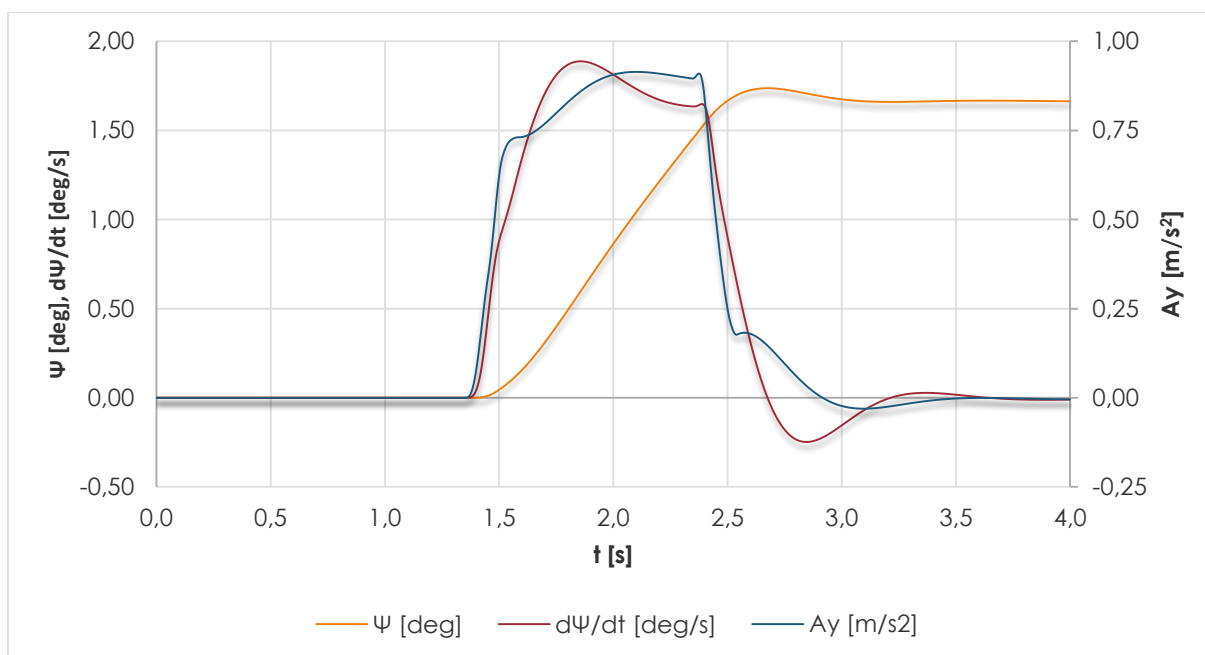


Rychlostní profil větru, generovaný ventilátory podél zkušební tratě, se měří obvykle vrtulkovým anemometrem anebo termoanemometrem. V případě validačního měření bylo použito trojice termoanemometrů pro proměření rychlostního pole ve třech výškách. Vlastní měření rychlostního pole ventilátorů je blíže rozebráno v kapitole 9.

Pro matematický model vozidla je použita náhrada profilu větru s nulovou amplitudou w_a . Úhel větru je 90° , začátek oblasti bočního větru 1,4 s (42,8 m před bodem 0) a konec oblasti 2,4 s od bodu 0. Ukázka naměřeného rychlostního profilu a náhrady použité pro numerický model je znázorněna v Graf 8.

7.5 VÝSTUPY SIMULAČNÍHO PROGRAMU

Základními výstupy simulačního programu jsou sledovaná kritéria popsána v kapitole 6.6. Dále výstupy obsahují časové průběhy stavových veličin, jako jsou úhel směrové úchytky vozidla, úhel natočení, rychlost a stáčivé zrychlení, boční síly na kolech, vztakové síly apod. Z pohledu hodnocení CBV jsou nejdůležitější časové průběhy rychlosti stáčení a bočního zrychlení, popřípadě úhel natočení vozidla. Vzhledem k tomu, že aerodynamické parametry vozidla nejsou symetrické, program počítá manévr CBV pro oba případy, tedy když vítr fouká na vozidla zprava i zleva. Ukázka časového průběhu základních stavových veličin je v Graf 9. Výpis výstupního souboru je uveden v příloze B.



Graf 9 Časové průběhy stavových veličin



8 NUMERICKÁ CITLIVOSTNÍ ANALÝZA

Aby bylo možné řídit CBV již ve stádiu vývoje samotného vozidla je nutné kvantifikovat vliv jednotlivých parametrů na sledovaná kritéria. Parametry s nejvyšší mírou vlivu je vhodné během vývoje zavčas optimalizovat s cílem minimalizovat citlivost na boční vítr. K tomu slouží numerická citlivostní analýza, kterou je možné využít i pro nalezení celkové relativní chyby modelu způsobené nepřesnostmi ve vstupních hodnotách.

Jelikož je matematický model vozidla založen na soustavě diferenciálních rovnic (28) které nemají symbolické řešení, je nutné pro citlivostní analýzu vybrat některou z pokročilých matematických metod. Jako základní se nabízí DOE Full Factorial nebo Response Surface Method (RSM). Vzhledem k velkému počtu vstupních parametrů a době výpočtu byla zvolena RSM. Analýza byla provedena v sw. Matlab.

8.1 POPIS METODY

Response Surface Method se zabývá vztahy mezi několika vstupními proměnnými a jednu nebo více odezvami. Hlavní myšlenkou RSM je použití sady navržených experimentů k získání vztahu mezi vstupy a sledovanou odezvou. Metoda používá kvadratický model, odezva je tedy ve tvaru uvedeném v rovnici (36).

$$y(x) = a_0 + \sum_{i=0}^N a_i x_i + \sum_{i < j}^N a_{ij} x_i x_j + \sum_{i=0}^N a_{ii} x_i^2 \quad (36)$$

- Pro kombinace změn vybraných vstupních parametrů jsou vypočteny hodnoty kritérií CBV.
- Tyto kombinace vstupních parametrů (faktorů) s odpovídajícími kritérii (odezvami) jsou proloženy plochou druhého řádu, která je následně popsána analytickou rovnicí.
- Derivací této rovnice v bodě odpovídající původnímu nastavení vozidla je určen gradient odezvy.
- Úpravou na jednotkový vektor lze porovnat jednotlivé složky gradientu a tedy i určit citlivost odezvy modelu na vstupní parametry.

Vypočtené hodnoty gradientu představují poměrnou směrnici změny sledované veličiny. Tento lineární předpoklad platí jen v blízkém okolí bodu představující výchozí stav vozidla (stav při zkoušce CBV). Výsledný vliv daného parametru není dán pouze směrnici citlivosti, ale i intervalem, ve kterém je ho možné měnit.

Vlastní řešení citlivostní analýzy je provedeno v normalizovaném tvaru, tzn vstupními hodnotami jsou podíly aktuální hodnoty parametru a výchozí hodnoty, odezvy jsou pak normovány vzhledem k odezvám odpovídajícím výchozím hodnotám všech vstupních parametrů. Výhody tohoto přístupu jsou především v jeho přehlednosti, interpretaci výsledků a možnosti srovnávat parametry mezi sebou a v případě zohlednění rozdílů v základních hodnotách i jednotlivá vozidla.

Na příkladu pro dva parametry lze výše uvedené snadno popsat. Mějme dva parametry vozidla, statické zatížení přední nápravy m_f a statické zatížení zadní nápravy m_r . Odezvou pro tyto parametry nechť je vybočení vozu y v pevně zvoleném bodě. Po provedení 9 výpočtů v prostoru navrženým metodou CCD je získána následující rovnice odezvové plochy (37).

$$\frac{y}{y_0} = a_0 + a_1 \frac{m_f}{m_{f0}} + a_2 \frac{m_r}{m_{r0}} + a_3 \frac{m_f}{m_{f0}} \frac{m_r}{m_{r0}} + a_4 \left(\frac{m_f}{m_{f0}} \right)^2 + a_5 \left(\frac{m_r}{m_{r0}} \right)^2 \quad (37)$$

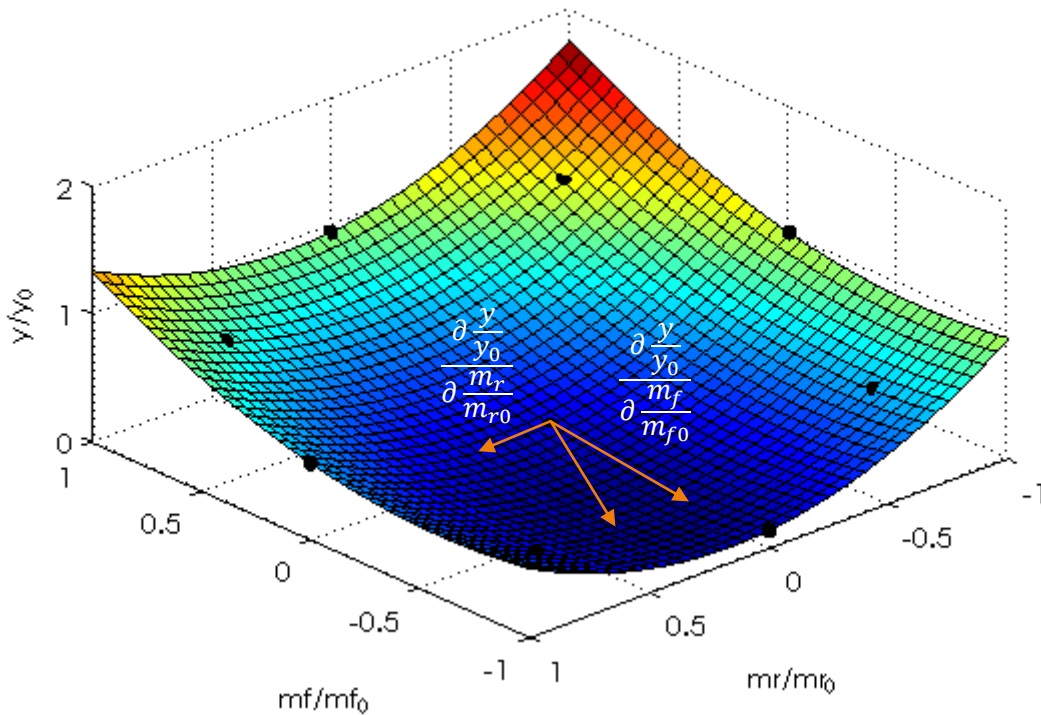


Citlivost vybočení vozidla y na jednotlivé parametry m_f a m_r odpovídá složkám gradientu odezvové plochy ve zvoleném bodě, v tomto případě ve výchozím nastavení vozidla odpovídající m_{f0} a m_{r0} . Příslušné složky gradientu plochy získané parciální derivací jsou v rovnicích (38)

$$\frac{\partial \frac{y}{y_0}}{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}} = a_1 + a_3 \cdot \frac{m_r}{m_{r0}} + 2 \cdot a_4 \cdot \frac{m_f}{m_{f0}}$$

$$\frac{\partial \frac{y}{y_0}}{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}} = a_2 + a_3 \cdot \frac{m_f}{m_{f0}} + 2 \cdot a_5 \cdot \frac{m_r}{m_{r0}}$$
(38)

Ukázka příkladové náhradní plochy pro rovnici (37) i s příslušnými složkami gradientu je na Obr. 12.



Obr. 12 Ukázka náhradní plochy citlivostní analýzy

Jelikož je hledána citlivost sledovaných kritérií ve výchozím stavu, platí pro zlomky na pravých stranách rovnice (39).

$$\frac{m_f}{m_{f0}} = 1, \quad \frac{m_r}{m_{r0}} = 1$$
(39)

Dosazením rovnice (39) do rovnice (38) jsou získány normalizované citlivosti vybočení vozidla na změnu statického zatížení přední a zadní nápravy (40).



$$\frac{\partial y}{\partial y_0} = (a_1 + a_3 + 2 \cdot a_4) \cdot \frac{\partial m_f}{\partial m_{f0}} \tag{40}$$

$$\frac{\partial y}{\partial y_0} = (a_2 + a_3 + 2 \cdot a_5) \cdot \frac{\partial m_r}{\partial m_{r0}}$$

Vlastní citlivosti závislých parametrů lze stanovit pomocí řetězového pravidla. Například pro stanovení citlivosti polohy těžiště z dílčích citlivostí zatížení přední a zadní nápravy a za předpokladu konstantní celkové hmotnosti je výsledná citlivost odezvy f popsána rovnicí(41), podobně pak pro citlivost celkové hmotnosti při zachování polohy těžiště platí rovnice (42).

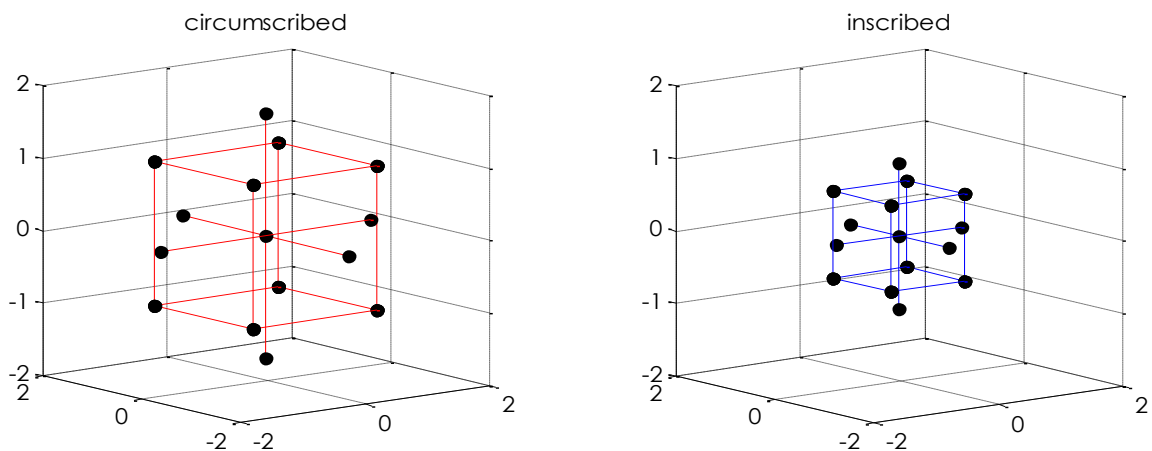
$$\frac{\partial \frac{f}{f_0}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = \frac{\partial \frac{f}{f_0}}{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}} \cdot \frac{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} + \frac{\partial \frac{f}{f_0}}{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}} \cdot \frac{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} \tag{41}$$

$$\frac{\partial \frac{f}{f_0}}{\partial \frac{m}{m_0}} = \frac{\partial \frac{f}{f_0}}{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}} \cdot \frac{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}}{\partial \frac{m}{m_0}} + \frac{\partial \frac{f}{f_0}}{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}} \cdot \frac{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}}{\partial \frac{m}{m_0}} \tag{42}$$

Dosažením vazebních rovnic lze dospět k závěru, že citlivost na celkovou hmotnost vozidla při zachování polohy těžiště je dána součtem citlivosti na změnu zatížení přední a zadní nápravy.

8.2 VÝBĚR PARAMETRŮ A DEFINICE DESIGN SPACE

Parametry pro citlivostní analýzu lze rozdělit do čtyř skupin, obdobně jako v kapitole 7. Z důvodů výpočetní kapacity byl proveden výběr 15 parametrů. Výchozí hodnoty, označené indexem 0, neodpovídají vlastnostem sériového vozu, ale hodnotám upraveného vozidla pro vlastní validaci popsaného v kapitole 9.1. Konkrétně se jedná o variantu značenou BASE.



Obr. 13 Ukázka možných design space metody CCD



Vyšetřovaný prostor, respektive jeho hranice byly navrženy podle metody Central Composite Design, jejíž varianty jsou na Obr. 13. Rozložení vyšetřovaných bodů ve zkoumaném prostoru odpovídá variantě inscribed, přičemž hranice krajních bodů jsou definovány jako $\pm 10\%$ odchylky od výchozí hodnoty varianty BASE – viz Tab. 7.

Jednotlivé parametry jsou rozděleny do těchto čtyřech skupin:

- Aerodynamické parametry vozidla (Aero)
- Hmotnostní parametry vozidla (Mass)
- Parametry řízení a pneumatik (Tire)
- Parametry větru

	Symbol	Název	p_{\min}	p_0	p_{\max}	Jednotka
Aero	$c_s(\mu)$	Koeficient boční síly	90	100	110	[%]
	$c_n(\mu)$	Koeficient momentu stáčení	90	100	110	[%]
	$c_{av}(\mu)$	Koeficient boční síly	90	100	110	[%]
	$c_{ah}(\mu)$	Koeficient boční síly	90	100	110	[%]
	F	Čelní plocha vozidla	2,15	2,39	2,63	[m ²]
Mass	m_f	Statické zatížení přední nápravy	902,7	1003,0	1103,3	[kg]
	m_r	Statické zatížení zadní nápravy	676,8	752,0	827,2	[kg]
	l	Rozvor vozidla	2359	2621	2883	[mm]
	I_z	Moment setrvačnosti Z	2438	2708	2980	[kg m ²]
Tire	C_s	Tuhost řízení	9	10	11	[kN/rad]
	n_x	Závlek	36	40	44	[mm]
	CC_α	Směrový koeficient pneumatiky	-2,12E-5	-2,35E-5	-2,59E-5	[1/°]
	CC_k	Gradient směrového koeficientu	3,56E-1	3,95E-1	4,35E-1	[N/°]
Wind	w	Střední rychlost větru	10,8	12,0	13,2	[m/s]
	τ	Úhel náběhu větru	81,0	90,0	99,0	[°]

Tab. 7 Mezní hodnoty vyšetřovaného design space

Jelikož jsou aerodynamické koeficienty funkcí dalších příslušných veličin, není možné provést jejich změnu absolutně. Aktuální hodnota příslušného koeficientu je vždy upravena příslušným násobkem od 90% do 110% své výchozí hodnoty.

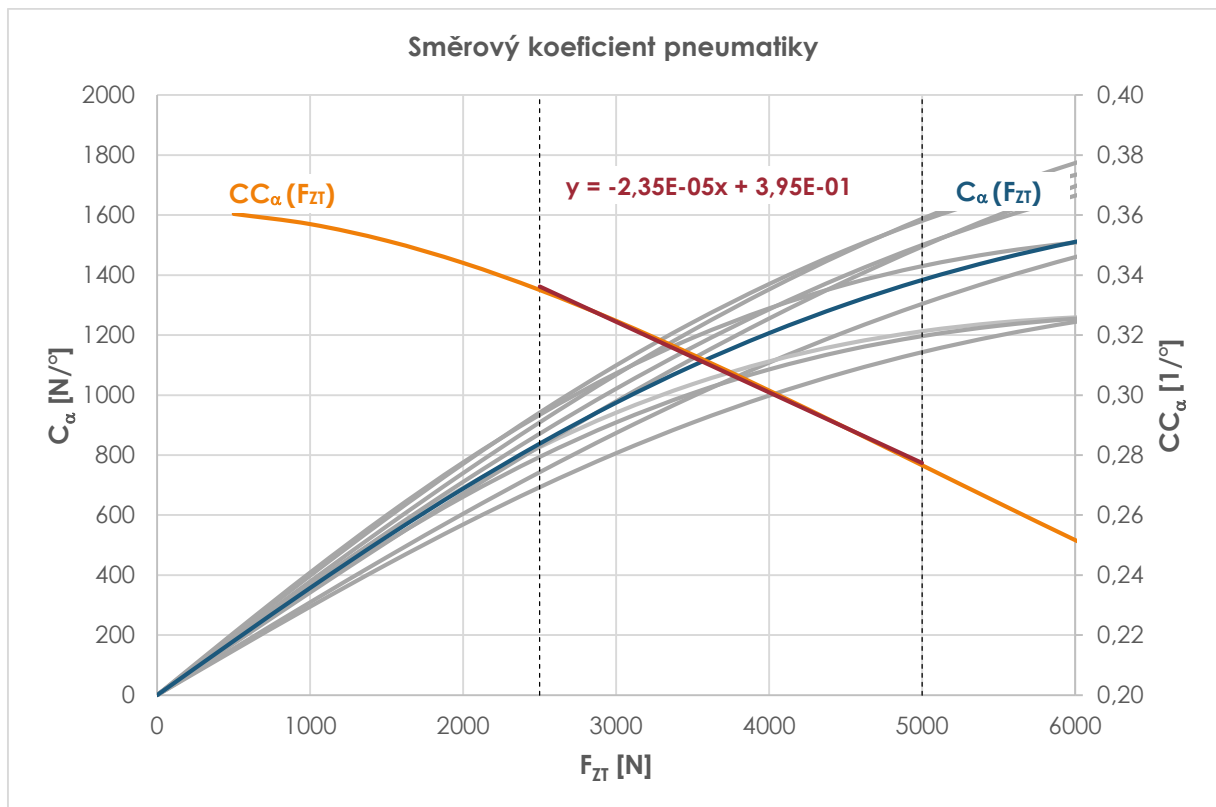
Z důvodu omezeného množství parametrů jsou vstupy popisující model řízení a pneumatik upraveny. V případě řízení jsou parametry závleku pneumatiky n_t a konstrukčního závleku n_c nahrazeny jejich součtem celkovým závlekem n_x .

U pneumatik jsou zavedeny parametry směrový koeficient CC_α a jeho gradient CC_k . Pomocí těchto dvou parametrů je řízení tvar funkce $C_\alpha(F_{zT})$ popsán v rovnici (21). Směrový koeficient pneumatiky je definován jako podíl směrové tuhosti ke svislému zatížení dle rovnice (43).



$$CC_{\alpha} = \frac{C_{\alpha}}{F_{ZT}} \quad (43)$$

Pro výpočet směrového koeficientu je zavedena virtuální pneumatika, jejíž závislost $C_{\alpha}(F_{ZT})$ odpovídá průměru z měřených pneumatik uvedených v kapitole 7.3. Hodnota směrového gradientu je získána lineární interpolací funkce $CC_{\alpha}(F_{ZT})$ v oblasti zatížení 2500 – 5000 N. Uvedený postup konstrukce parametrů CC_{α} a CC_{κ} je znázorněn v Graf 10.



Graf 10 Směrový koeficient pneumatiky

8.3 CITLIVOST HODNOTICÍCH KRITÉRIÍ CBV NA VYBRANÉ PARAMETRY VOZIDLA

Celkový počet vyšetřovaných parametrů je 15, což odpovídá 16900 kombinacím (metoda CCD zohledňuje opakování výchozího nastavení). Při standardní době výpočtu 60s pro jednu variantu by celková doba výpočtu přesáhla 280 hodin. Z tohoto důvodu bylo nutné v simulačním nástroji zachovat pouze nezbytné části. Byly odstraněny veškeré výstupy mimo sledovaných hodnoticích kritérií, iterační krok byl změněn z 0,001 s na 0,005 a byla provedena paralelizace výpočtu na 4 jádra. Dále byla odstraněna aerodynamická asymetrie vstupních dat, což umožnilo provádět výpočet pouze v jednom směru jízdy. Celková doba výpočtu po těchto úpravách nepřekročila 8 hodin.

Z výsledků citlivostní analýzy byla následně stanovena citlivost na celkovou hmotnost vozidla m a polohu těžiště x_{CG} od poloviny rozvoru. Podle rovnic (41) a (42) je tyto citlivosti snadno určit, avšak pouze při zavedení vazební konstanty a vazební rovnice.

Vazební konstanty pro případ určení citlivosti na celkovou hmotnost vozidla a polohy těžiště ze statických zatížení přední a zadní nápravy lze snadno odvodit. Pro případ izolované změny celkové hmotnosti je zřejmé že nemůže dojít ke změně polohy těžiště, obdobně pak pro izolovanou změnu



polohy těžiště platí, že se nemůže změnit celková hmotnost vozidla. Z této jednoduché úvahy platí pro citlivost na polohu těžiště vazební konstanta (44), pro celkovou hmotnost vozidla m pak (45).

$$m = m_0 \quad (44)$$

$$x_{CG} = x_{CG0} \quad (45)$$

Vazební rovnice je nutné odvodit pro získání neznámých koeficientů v rovnicích (41) a (42) vhodným rozšířením jmenovatele neznámého zlomku. Odvození vazebních rovnic pro případ citlivosti na změnu polohy těžiště jsou uvedeny v rovnicích (46) a (47).

$$\begin{aligned} \frac{x_{CG}}{x_{CG0}} &= \left(-\frac{1}{2} + \frac{m_f}{m} \right) \cdot \frac{1}{x_{CG0}} \rightarrow m_f = \frac{x_{CG}}{x_{CG0}} \cdot x_{CG0} \cdot m + \frac{1}{2} \cdot m \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{m_f}{m_{f0}} = \frac{x_{CG}}{x_{CG0}} \cdot \frac{x_{CG0} \cdot m}{m_{f0}} + \frac{1}{2} \cdot \frac{m}{m_{f0}} \rightarrow \frac{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = \frac{x_{CG0} \cdot m_0}{m_{f0}} \end{aligned} \quad (46)$$

$$\begin{aligned} \frac{x_{CG}}{x_{CG0}} &= \left(\frac{1}{2} - \frac{m_r}{m} \right) \cdot \frac{1}{x_{CG0}} \rightarrow m_r = -\frac{x_{CG}}{x_{CG0}} \cdot x_{CG0} \cdot m + \frac{1}{2} \cdot m \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{m_r}{m_{r0}} = -\frac{x_{CG}}{x_{CG0}} \cdot \frac{x_{CG0} \cdot m}{m_{r0}} + \frac{1}{2} \cdot \frac{m}{m_{r0}} \rightarrow \frac{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = -\frac{x_{CG0} \cdot m_0}{m_{r0}} \end{aligned} \quad (47)$$

Dosažením do vazebních rovnic pro určení citlivosti na změnu polohy těžiště získáme hodnoty v (48). Obdobným postupem lze odvodit rovnice pro získání citlivost na změnu celkové hmotnosti vozidla. Po dosažení do těchto rovnic získáme hodnoty 1, z čehož jasně vyplývá, že citlivost na celkovou hmotnost vozidla je dána součtem citlivostí zatížení přední a zadní nápravy – viz (49).

$$\frac{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = 0,32783, \quad \frac{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = -0,43725 \quad (48)$$

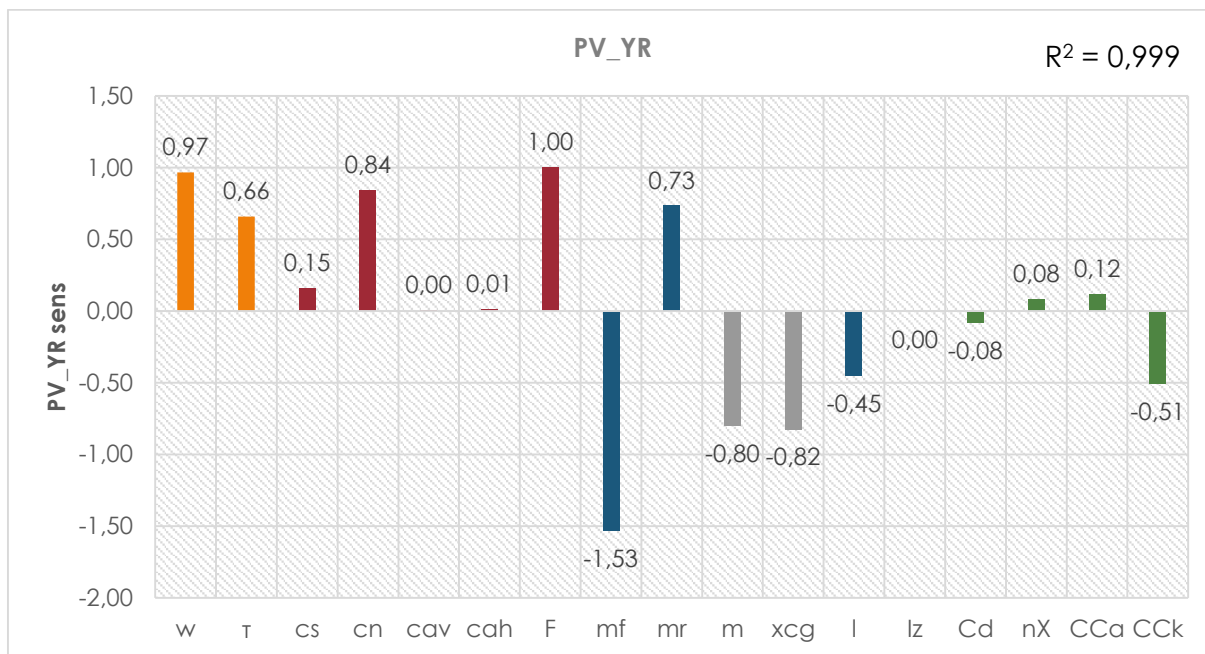
$$\frac{\partial \frac{m_f}{m_{f0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = \frac{m_0}{m_{p0}} \cdot \left(\frac{1}{2} + x_{CG0} \right) = 1, \quad \frac{\partial \frac{m_r}{m_{r0}}}{\partial \frac{x_{CG}}{x_{CG0}}} = \frac{m_0}{m_{z0}} \cdot \left(\frac{1}{2} - x_{CG0} \right) = 1 \quad (49)$$

Logicky se nabízí využít tohoto postupu pro stanovení citlivosti na celkový aerodynamický vztlak a moment klonění, nebo na rozložení citlivostí z momentu stáčení a boční síly na citlivosti pro boční síly na přední a zadní nápravě. Odvození vazebních rovnic by však bylo možné pouze v případě nahrazení obecné závislosti aerodynamických koeficientů na úhlu výsledného proudu vzduchu analytickou rovnicí. Z tohoto důvodu nebyly výše citlivosti na dílčí aerodynamické parametry počítány.

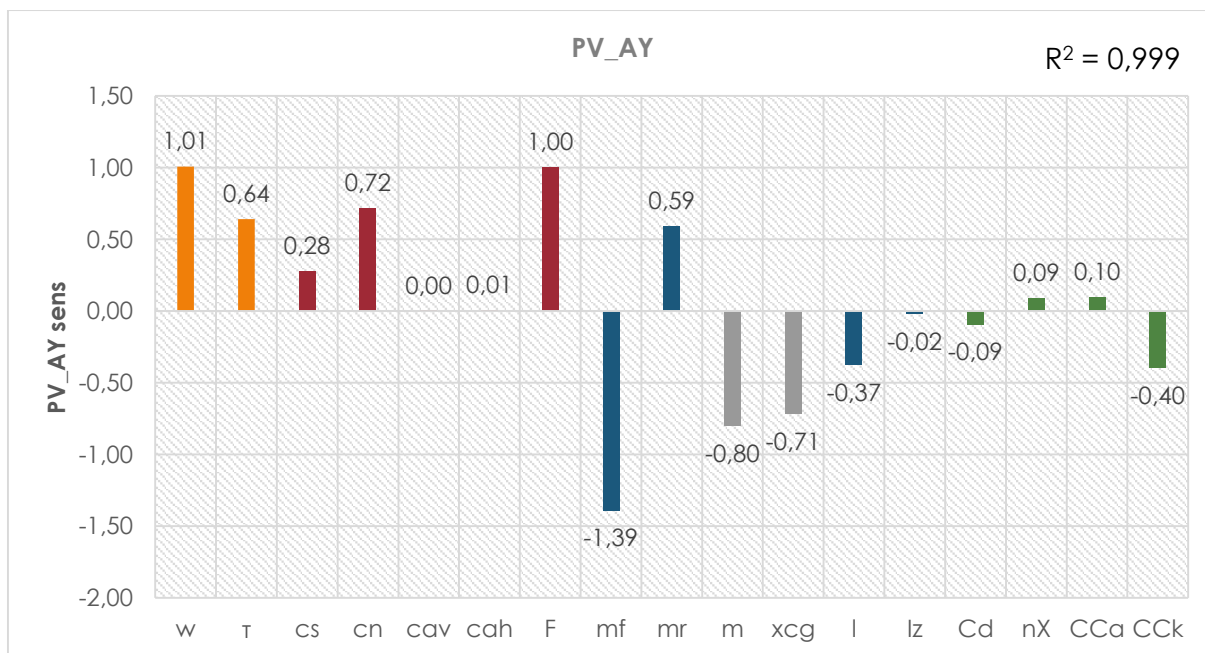


Odezvami na sledované parametry jsou normované střední integrální hodnoty rychlosti stáčení, boční zrychlení a vybočení vozidla v čase 4s. Vzhledem k tomu, že se jedná o citlivosti, je zavedeno značení, kdy pro rychlost stáčení je použito PV_YR sens, pro boční zrychlení PV_AY sens a pro vybočení Offtrack sens.

Vlastní výsledky citlivostní analýzy jsou uvedeny na Obr. 14 a Obr. 15. Odvozené citlivosti jsou znázorněny šedou barvou.



Obr. 14 Citlivost kritéria PV_YR na vstupní parametry modelu



Obr. 15 Citlivost kritéria PV_AY na vstupní parametry modelu

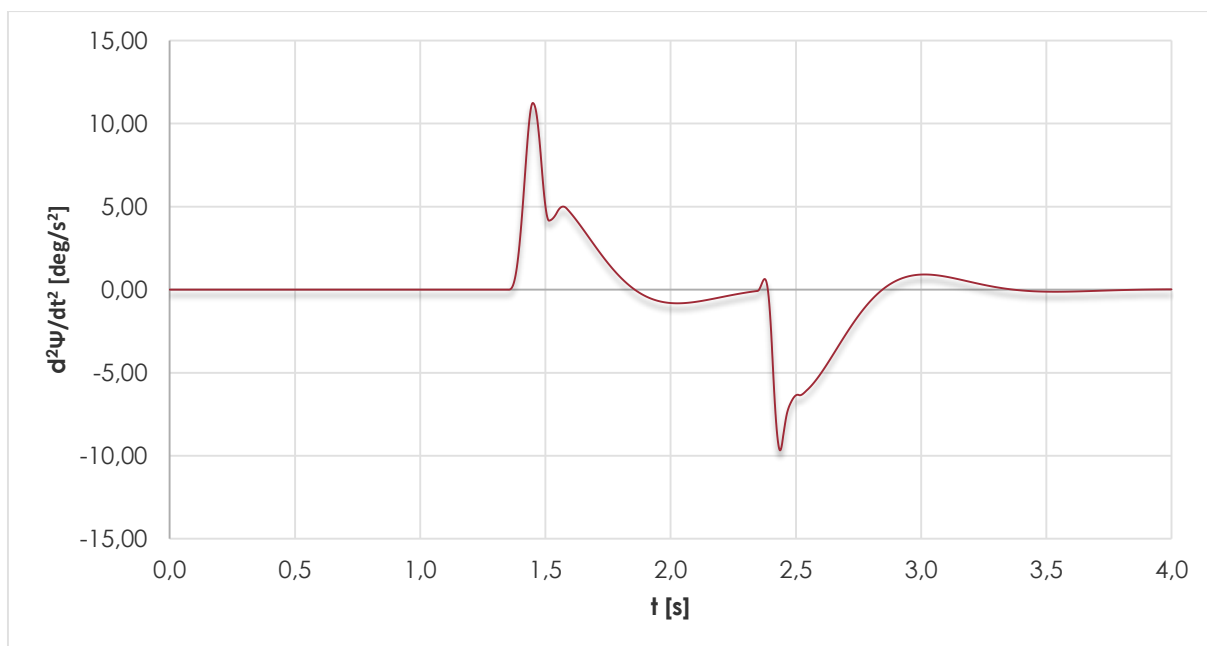


Výsledky citlivostní analýzy jsou pro kritéria PV_YR a PV_AY trendově shodné, v hodnotách se však liší. To koresponduje s předpokladem, že vybraný parametr ovlivňuje stáčení vozidla jinou mírou než pouze samotné bočení. Výborným příkladem tohoto tvrzení je porovnání citlivostí PV_YR sens (reprezentuje stáčení vozidla) a PV_AY sens (reprezentuje bočení vozidla) na aerodynamické parametry momentu stáčení c_n a boční síly c_s . Ze soustavy pohybových rovnic (28) je patrný vyšší vliv parametru c_n pro výpočet stáčivého zrychlení oproti boční síle a naopak. To potvrzují výsledky citlivostní analýzy, kdy poměr vlivu parametrů c_n / c_s je pro PV_YR je 5,6, zatímco pro PV_AY sense odpovídá hodnotě 2,6.

Významný vliv na výsledné sledované veličiny popisující CBV má samozřejmě rychlost a směr větru, především pak právě rychlost je rozhodujícím vnějším parametrem. Tomuto výsledku pak odpovídají rovnice (7) a (8), ze kterých je patrný přímý vliv rychlosti větru w na celkovou rychlost v_{res} oproti úhlu směru větru τ . Tento vztah mezi parametry w a τ platí i pro výsledný úhel μ .

Z aerodynamických parametrů vozidla má nejvyšší vliv čelní plocha F , následuje pak koeficient aerodynamického momentu stáčení c_n a boční síly c_s . Vliv aerodynamických vztlačových sil je velmi slabý. Vysoká citlivost na čelní plochu souvisí s její lineární závislostí k vnějším aerodynamickým silám působících na vozidlo.

V případě hmotnostních parametrů vozidla je patrný silný vliv na zatížení přední a zadní nápravy. Tyto vlivy jsou vzájemně opačné, což vypovídá o významném vlivu rozložení hmotnosti, resp. o poloze těžiště. Tento fakt potvrzují dopočtené citlivosti vlivu celkové hmotnosti vozidla m a polohy těžiště x_{CG} , jejichž vliv je významný. Vliv rozvoru vozidla, oproti parametrům udávají rozložení hmotnosti, je přibližně poloviční. Neočekávaný je pak minimální vliv momentu setrvačnosti I_z , který lze snadno vysvětlit rovnicí (28). Moment setrvačnosti vystupuje ve jmenovateli rovnice pro výpočet stáčivého zrychlení, které nabývá nenulových hodnot pouze v oblastech vjezdu a výjezdu z oblasti bočního větru. Během vjezdu je hodnota stáčivého zrychlení kladná, při výjezdu pak záporná – viz Graf 11. Sledované kritérium PV_YR je však integrálem tohoto stáčivého zrychlení, tedy změny vyvolané změnou parametru I_z se ve sledovaných kritériích neobjeví. V případě že by byl průběh stáčivého zrychlení během průjezdu bočním větrem nenulový, získal by parametr I_z na významu. Tato situace by nastala například při použití nenulové amplitudy profilu větru.



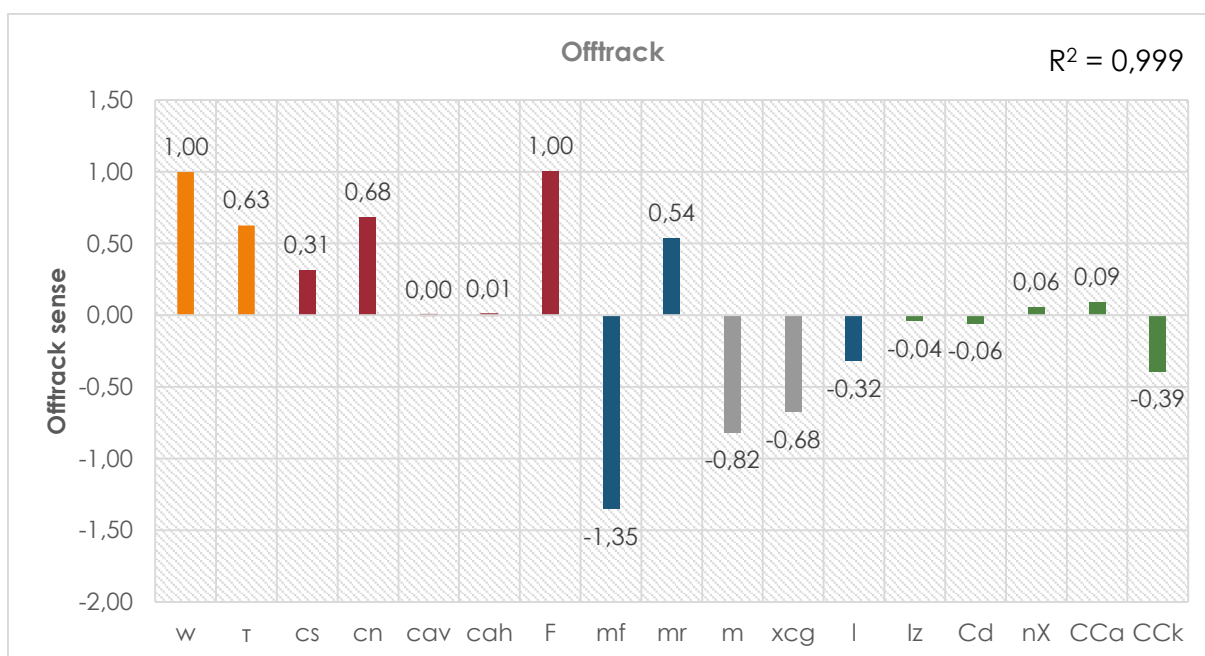
Graf 11 Průběh stáčivého zrychlení



V případě pneumatik a řízení jsou citlivosti na jejich parametry menší, nikoliv však zanedbatelné. Citlivost na změnu závleku a tuhost řízení je co do velikosti stejná, vzájemně však mají opačný vliv. To potvrzuje rovnice (24).

Z výsledků citlivostní analýzy parametrů pneumatik vyplývá cca čtyřnásobně větší citlivost na parametr CC_k vzhledem k citlivosti na CC_α . S rostoucím parametrem CC_k (snižuje se směrová tuhost pneumatiky pro dané zatížení) se mírně zhoršuje CBV ve všech třech sledovaných kritériích. Naopak v případě směrového gradientu CC_k je závislost opačná, s rostoucí velikostí (směrová tuhost pneumatiky je méně citlivá na změnu zatížení) klesá výrazně CBV. Z výše uvedených závěrů lze vyvodit vhodné vlastnosti pneumatiky s ohledem na CBV, ta by měla být maximálně směrově tuhá s minimální degresí při změně zatížení.

Výsledná citlivost sledovaného kritéria Offtrack (vybočení vozidla) na vstupní parametry je uvedena na Obr. 16. Jelikož toto kritérium odpovídá bodové hodnotě vybočení v pevném čase, výsledky citlivosti se mohou značně lišit podle času, ve kterém bylo vybočení počítáno. S rostoucím časem bude převažovat vliv stáčení, což změní výsledné citlivosti.



Obr. 16 Citlivost kritéria Offtrack na vstupní parametry modelu



8.4 CHYBA SIMULAČNÍHO MODELU

Na základě výsledků numerické citlivostní analýzy a chyby měření vstupních parametrů je možné stanovit celkovou chybu simulačního modelu jako sumu součinu chyby měření jednotlivých vstupních parametrů a jejich citlivostí podle rovnice (50), kde p^{ε} představuje chybu vstupního parametru a p^{sens} pak citlivost na jeho změnu.

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n p_i^{\varepsilon} \cdot p_i^{\text{sens}} \quad (50)$$

Tuto chybu je možné určit pro všechny tři sledovaná kritéria CBV dle tabulky Tab. 8.

-	ε [%]	YR ^{sense}	AY ^{sense}	y ^{sense}	YR ^ε	AY ^ε	y ^ε
w	1,0	0,97	1,01	1,00	0,97	1,01	1,00
τ	1,0	0,66	0,64	0,63	0,66	0,64	0,63
c _s	1,0	0,15	0,28	0,31	0,15	0,28	0,31
c _n	1,0	0,84	0,72	0,68	0,84	0,72	0,68
c _{av}	1,0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
c _{ah}	1,0	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
F	0,5	1,00	1,00	1,00	0,50	0,50	0,50
m _f	0,1	-1,53	-1,39	-1,35	0,15	0,14	0,14
m _r	0,2	0,73	0,59	0,54	0,11	0,09	0,08
l	0,1	-0,45	-0,37	-0,32	0,02	0,02	0,02
l _z	3,0	0,00	-0,02	-0,04	0,01	0,06	0,12
C _s	1,0	-0,08	-0,09	-0,06	0,08	0,09	0,06
n _x	1,5	0,08	0,09	0,06	0,12	0,14	0,08
CCa	2,0	0,12	0,10	0,09	0,24	0,19	0,18
CCK	2,0	-0,51	-0,40	-0,39	1,01	0,79	0,78
Relativní chyba modelu					4,9%	4,7%	4,6%

Tab. 8 Chyba simulačního modelu s příspěvky od jednotlivých parametrů

Celková chyba simulačního modelu způsobená nepřesnostmi vstupních parametrů nepřesahuje 5%.



9 VALIDACE SIMULAČNÍHO MODELU

Validaci simulačního modelu je provedena experimentem dle ISO 12021 na polygonu IDIADA ve Španělsku, který je vybaven generátory bočního větru vhodnými pro měření potřebných validačních veličin. Samotná validace je provedena pro celkem 12 konfigurací vozidla, a to jak se změnami aerodynamických vlastností, hmotnostních tak i parametrů pneumatik. Validace byla provedena na vozidle Škoda Roomster opatřeného celkem třemi měřicími systémy. První systém IMC byl použit pro sběr dat vypovídající o poloze karoserie a bodových odběrů tlaku na povrchu karoserie vozidla. Další měřicí systém byl použit pro měření silových účinků na kolech a poslední měřicí systém byl propojen s přesnou diferenční GPS pro měření parametrů jízdní dynamiky vozidla.

Cílem měření na polygonu IDIADA nebyla pouze samostatná validace matematického modelu, ale také snaha získat data pro jeho případné zpřesnění. Proto bylo měřeno mnohem více veličin (především pak síly a momenty pod koly a tlaky na povrchu vozidla) než je dle normy ISO 12021 nutné.

9.1 POPIS VOZIDLA

Vozidlo použité pro validaci matematického modelu metodiky CBV je SK258 (Škoda Roomster) 1,4l, 51kw TDI. Na vozidle bylo provedeno několik úprav oproti sériovému stavu. Tyto úpravy souvisely jak se zástavbou měřicí techniky, tak i se samotnou validací. Na Obr. 17 je zobrazeno experimentální vozidlo se zalepenými vstupy do motorového prostoru a spár kolem světel a kapoty. Spodní mřížka není zalepená z důvodu chlazení motoru. Vozidlo je vybaveno sériovými koly, které byly použity pouze pro přepravu. Při samotném měření byly použity speciální měřicí kola, které jsou patrné na obrázcích v kapitole 9.2.



Obr. 17 Experimentální vozidlo - zalepení vstupů do motorového prostoru

9.2 MĚŘICÍ ŘETĚZEC

V experimentálním vozidle byly instalovány celkem 3 měřicí řetězce, každý pro danou oblast měření fyzikálních veličin. Hlavním měřicím řetězcem byl systém dodaný do vozidla společností IDIADA, na jejímž polygonu probíhalo validační měření. Tento systém se skládá z měřicí ústředny Multidata

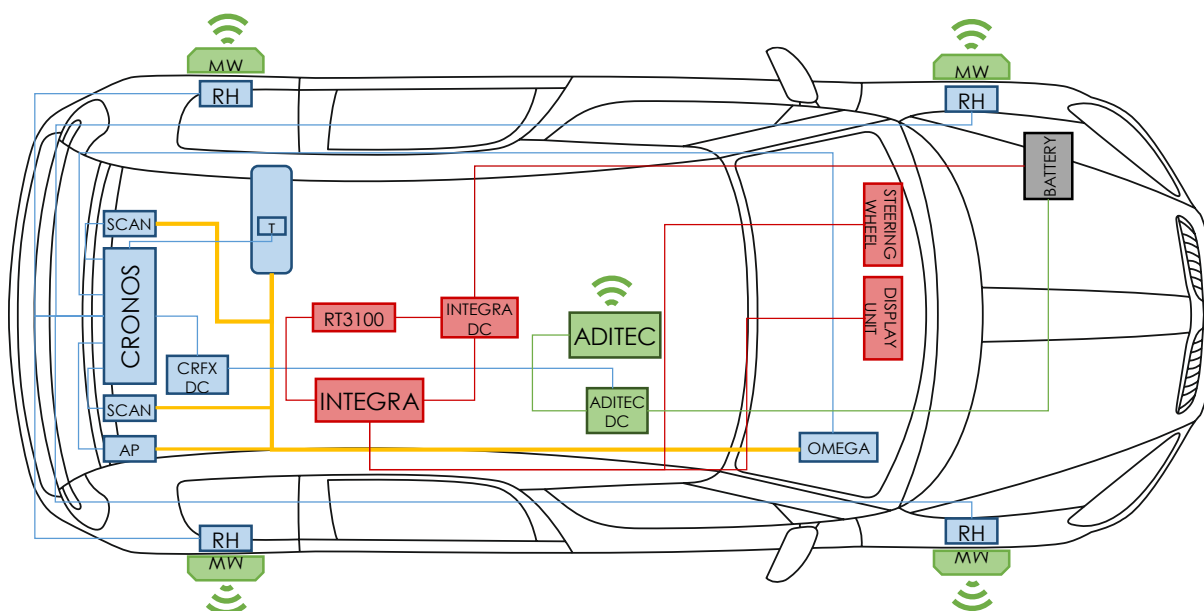


Integra, diferenční GPS Oxford RT3000 s integrovanou inerciální platformou a snímače úhlu řízení a momentu, který je součástí měřicího volantu. Vzorkovací frekvence tohoto systému je 200 Hz, což je pro potřeby měření a následné validace postačující.

Dalším měřicím řetězcem použitým při měření s experimentálním vozidlem byl systém IMC, který se pro tuto aplikaci skládal z ústředny Cronos-CRX, tlakových převodníků Omega a Scanivalve pro měření bodových odběrů tlaku na povrchu karoserie, laserových dálkoměrů Baumer pro určení polohy karoserie, snímače absolutního tlaku v expanzní nádobě jako referenční hodnota pro diferenční tlakové převodníky Omega a Scanivalve. Systém dále obsahoval 4 snímače teploty, především z důvodu přepočtu referenčního tlaku v expanzní nádobě. Stejně jako u systému Multidata Integra i systém IMC zaznamenával data s frekvencí 200 Hz.

Třetím měřicím řetězcem je systém Kistler RoaDyn, jehož hlavní devizou jsou měřicí kola. Pomocí tohoto systému bylo možné získat všech šest silových účinků pro každé kolo v místě styku pneumatiky s vozovkou.

Grafické schéma zapojení s příslušným popisem jednotlivých částí měřicích systémů v experimentálním vozidle je patrné z Obr. 18.



Blok	Snímač	Blok	Snímač
INTEGRA	Ústředna Multidata Integra	CRFX DC	Stabilizovaný zdroj
RT3100	GPS OXT RT3100	RH	Snímač polohy karoserie
STEERING WHEEL	Měřicí volant	OMEGA	Tlakový převodník Omega
DISPLAY UNIT	Zobrazovací jednotka	T	Snímač teploty PT100
INTEGRADC	Stabilizovaný zdroj	ADITEC	Měřicí ústředna Aditec
CRONOS	Ústředna IMC Cronos	MW	Měřicí kolo RoaDyn
SCAN	Tlakový převodník Scanivalve	ADITEC DC	Stabilizovaný zdroj
AP	Absolutní snímač tlaku	BATTERY	Akumulátor vozidla

Obr. 18 Blokové schéma zapojení měřicí techniky v experimentálním vozidle



9.2.1 MĚŘICÍ SYSTÉM MULTIDATA INTEGRA

Jedná se o základní systém použitý pro měření dynamických veličin popisující pohyb vozidla sestávající z měřicí ústředny (Multidata integra), měřicího volantu a inerciální platformy s GPF. Měřicí ústředna disponuje jak analogovým tak i digitálním rozhraním popsaném v Tab. 9. Výhodou této ústředny je přítomnost CAN sběrnice, přes kterou je možné připojit inerciální platformu s GPS. Měřicí ústředna s GPS umístěná v experimentálním vozidle je zobrazena na Obr. 19.



Obr. 19 Měřicí systém Multidata Integra

Maximální vzorkovací frekvence ústředny je 500kHz na kanál, při současném zapojení 4 kanálů. Při vlastním měření byla použita vzorkovací frekvence 200Hz při souběžném vytížení 15 kanálů. 12 měřených veličin uvedených v bylo zaznamenáváno skrze CAN sběrnici, úhel natočení volantu a moment na volantu byly zaznamenávány skrze analogové napěťové vstupy. Poslední měřená veličina zaznamenávána skrze napěťový vstup byl synchronizační kanál ve formě napěťového peaku vytvořeného stisknutím lineárního potenciometru na palubní desce vozidla.

	Počet kanálů	Rozhraní
Analogový vstup	16	BNC
Analogový vstup	16	D-SUB
Analogový výstup	2	BNC
Frekvence vstup (čítač)	8	BNC
CAN	2	D-SUB
Trigger	1	D-SUB

Tab. 9 Popis kanálů ústředny Multidata Integra

9.2.1.1 INERCIÁLNÍ PLATFORMA GPS RT3100

Hlavním měřicím zařízením tohoto řetězce je inerciální platforma s GPS RT3100, viz Obr. 20. Jedná se o zařízení umožňující souběžné měření rychlosti stáčení kolem všech tří os pomocí vibračních gyroskopů a všech tří bočních zrychlení měřených servo-grade akcelerometry. Pomocí integrované GPS



je měřena absolutní poloha vozidla a jeho podélná a příčná rychlost. Na základě těchto měřených veličin jsou s využitím Kalmanova filtru určovány hodnoty úhlů klopení, klonění a stáčení. Maximální vzorkovací frekvence GPS RT3100 je 100 Hz

Snímač	Výrobce	Veličina	Rozsah	Přesnost	Jednotka
GPS RT3100	Oxford T.	Podélná rychlost	-	± 0.1	km/h
		Příčná rychlost	-	± 0.1	km/h
		Podélné zrychlení	± 100	± 0.1	m/s^2
		Příčné zrychlení	± 100	± 0.1	m/s^2
		Svislé zrychlení	± 100	± 0.1	m/s^2
		Úhel klopení a klonění	± 100	± 0.05	°
		Úhel stáčení	± 180	± 0.1	°
		Rychlost klopení	± 100	± 0.1	°/s
		Rychlost klonění	± 100	± 0.1	°/s
		Rychlost stáčení	± 100	± 0.1	°/s
		Poloha	-	0.4	m

Tab. 10 Parametry inerciální platformy s GPS RT3100

K dosažení maximální možné přesnosti určení polohy vozidla je nutné použít diferenční GPS stanice (DGPS). Princip DGPS spočívá v odesílání korekcí polohy do GPS použité pro aktuální měření polohy nacházející se od diferenční stanice do několika desítek kilometrů. Systém DGPS vyžaduje pro správný výpočet přesnou polohu diferenčních stanic, která je získávána dlouhodobým měřením. Korekce je možné do GPS posílat pomocí sítě internet, popřípadě RDS (Radio Data System).

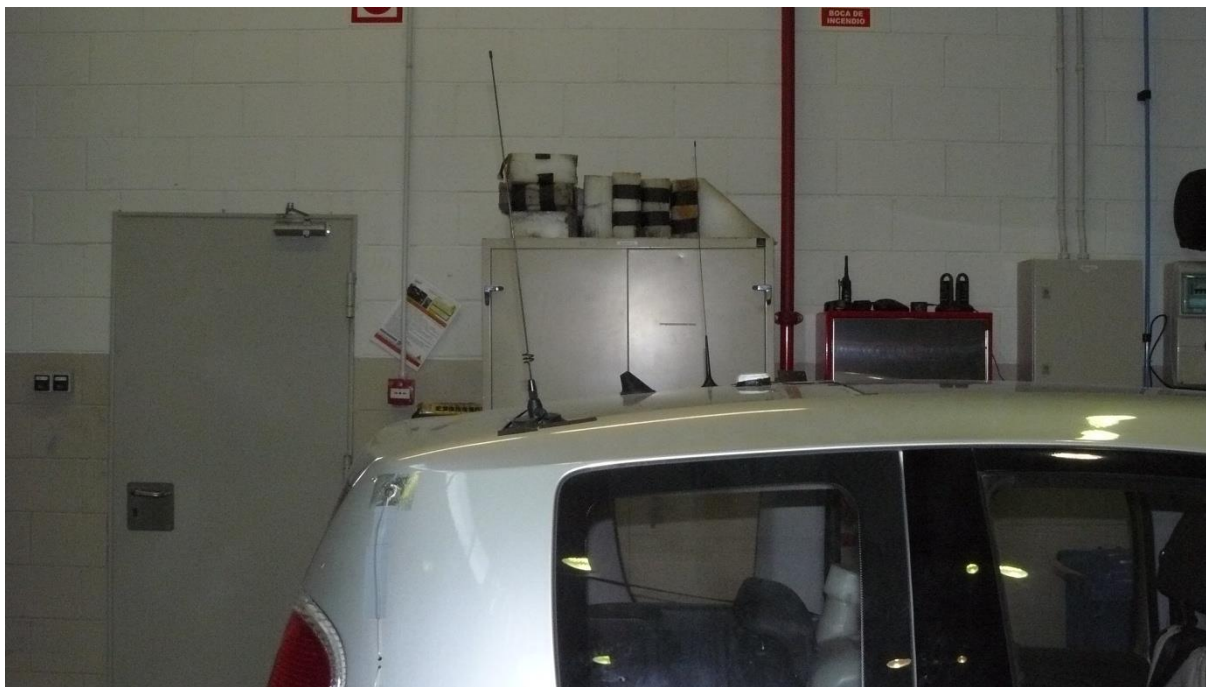
Důležitým parametrem, který má vliv na měřené hodnoty příslušných složek zrychlení, je samozřejmě poloha snímače. Ideální je umístit snímač přímo do těžiště vozidla, což v mnoha případech není možné. Druhou možností je změření přesné polohy snímače vzhledem k pevnému bodu na vozidle při jeho známé poloze těžiště. Na základě těchto informací je možné provést přepočítání měřených hodnot zrychlení ze souřadného systému snímače do těžiště vozidla. K tomuto postupu je velice výhodné využít optické systémy měření polohy objektů, např. systém Tritop který je na ÚADI běžně používán. Vzhledem k restrikcím na zkušebním polygonu týkající se používání zařízení pro záznam obrazu nebylo možné systém Tritop použít, poloha snímače byla zjištěna běžnými prostředky.



Obr. 20 Inerciální platforma s GPS RT3100 [16]



Samotná instalace do vozidla je velmi jednoduchá. Spodní strana snímače je opatřena montážními otvory, pomocí kterých je možné snímač pevně uchytit ke karoserii vozidla. Další možností je využití průmyslového lepidla. Samotný přijímač ve formě běžné prutové antény je nutné umístit na střechu vozidla - viz Obr. 21. V tomto případě je montáž zajištěna magnetem umístěným v základně antény. Vedení kabelu je vhodné provést tak, aby byly co nejméně ovlivněny aerodynamické vlastnosti vozidla a aby samotný kabel neovlivnil měření tlaku na povrchu vozidla.



Obr. 21 Umístění GPS antény na střeše vozidla



9.2.1.2 MĚŘICÍ VOLANT RMS

Ačkoliv jízdní manévry zkoušky CBV probíhá při konstantním nulovém natočení volantu, je nutné tento úhel měřit z důvodu rozpoznání dodržení podmínky open-loop testu. K tomu je použit měřicí volant opatřený optickým snímačem úhlu a tenzometrickým snímačem momentu. Parametry měřicího volantu, viz Obr. 22, jsou uvedeny v Tab. 11.

Snímač	Výrobce	Veličina	Rozsah	Přesnost	Jednotka
Steering wheel FEL20	RMS	Úhel řízení	$\pm 100/1000$	$\pm 0.2/2$	$^{\circ}$
		Moment řízení	$\pm 10/100$	$\pm 0.02/0.2$	Nm

Tab. 11 Parametry měřicího volantu



Obr. 22 Měřicí volant, informační display řidiče

Použitý měřicí volant je připojen přímo k tyči řízení (existují i měřicí volanty, které se připojují na stávající volant) skrze adaptér pro daný typ připojení. Výhodou tohoto typu volantu je zachování dostatečného prostoru v místě řidiče, nevýhodou pak nutná demontáž airbagu. Z tohoto důvodu je vhodné nahradit sériové bezpečnostní pásy na místě řidiče vícebodovými.

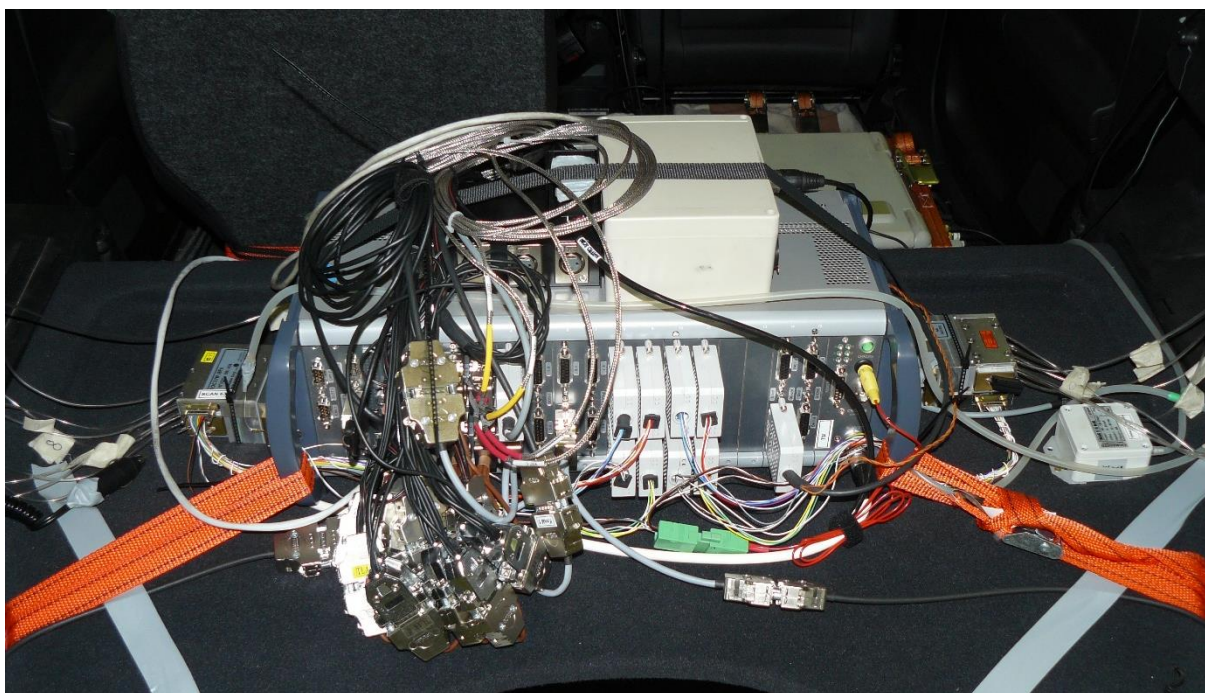
Měřicí systém Multidata Integra je doplněn zobrazovací jednotkou ve formě notebooku umístěného na palubní desce vozidla. Tento notebook slouží primárně k zobrazení aktuálních dat a informuje řidiče, zda byly splněny podmínky testu. Řidič jej však může použít i k provedení poznámek k danému testu, popřípadě lze provést on-line vyhodnocení jízdního manévru.

Nezbytnou součástí měřicího řetězce je zdroj napájení. V tomto případě je zdrojem elektrické energie akumulátor vozidla. Vzhledem ke kolísání napětí v palubní síti vozidla je vhodné mezi akumulátor a měřicí ústřednu a příslušné snímače zapojit stabilizovaný zdroj.



9.2.2 MĚŘICÍ SYSTÉM IMC CRONOS

Hlavní oblastí měření tohoto systému jsou aerodynamické vlastnosti vozidla v podobě tlakových odběrů na povrchu karoserie vozidla. Měřicí systém IMC Cronos se skládá z měřicí ústředny Cronos CRFX-400, tlakových převodníků Omega a Scanivalve, absolutního snímače tlaku, snímačů teploty PT100, laserových snímačů vzdálenosti použitých pro měření polohy karoserie a GPS modulu Garmin, který slouží jako záložní synchronizace s měřicím řetězcem Multidata Integra pomocí absolutního času. Umístění měřicí ústředny s převodníky tlaku v zavazadlovém prostoru je patrné z Obr. 23.



Obr. 23 Měřicí systém IMC Cronos

Měřicí ústředna IMC Cronos CRFX-400 se skládá z 8 modulů a blablabla.

Napájení měřicího systému je realizováno prostřednictvím zdroje z měřicího řetězce Aditec. Mezi tento zdroj a měřicí ústřednu je připojen stabilizovaný převodník napětí.

9.2.2.1 MĚŘENÍ TLAKU NA POVRCHU VOZIDLA

Měření tlaku na povrchu karoserie je realizováno 27 tlakovými odběry, které jsou svedeny tlakovými hadičkami k příslušným diferenčním tlakovým převodníkům. Odběry umístěné v zadní části vozidla jsou svedeny k dvěma převodníkům Scanivalve ZOC17, odběry v přední části vozidla pak k baterii devíti převodníků Omega PX160. Jelikož se jedná o diferenční snímače tlaku, je nutné zajistit měření referenčního tlaku. To je realizováno absolutním snímačem tlaku CRESSTO. Vzhledem k tomu, že během jízdy se mění tlak uvnitř vozidla, je nutné zajistit takový odběr referenčního tlaku, který nebude tímto jevem ovlivněn. K tomu je použita tlaková lahev o objemu 11l, do které je připojena hlavní větev referenčního tlaku. Do tlakové lahve je dále umístěn snímač teploty PT100 z důvodu korekce změny referenčního tlaku vlivem změny teploty na základě stavové rovnice plynu. Schéma zapojení tlakového vedení je dobře patrné z Obr. 18, žlutá čára.



Vlastní tlakové odběry jsou umístěny na vozidle podél třech křivek s rovnoměrnými rozestupy. První křivka odpovídá řezu předního nárazníku rovinou rovnoběžnou s vozovou procházející bodem stagnačního tlaku. Druhá křivka odpovídá řezu karoserie rovinou rovnoběžnou s vozovkou ve výšce bočního blinkru. Třetí křivka je pak vedená svisle podél posledního sloupku vozidla. Dále jsou na vozidle umístěny snímače na každém A-sloupku. Grafické znázornění umístění snímačů je patrné z Obr. 24.



Obr. 24 Schéma umístění odběrných míst tlaku na povrchu vozidla

Parametry jednotlivých tlakových převodníků jsou uvedeny v Tab. 12.

Snímač	Výrobce	Veličina	Rozsah	Přesnost	Jednotka
ZOC17	Scanivalve	Tlak	± 2500	± 0.2%	Pa
PX160	Omega	Tlak	-500 - 5000	± 1%	Pa
TWAG 518	Cressto	Tlak	80 - 120	± 0.5%	kPa

Tab. 12 Parametry tlakových snímačů

9.2.2.2 MĚŘENÍ POLOHY KAROSERIE

Měření polohy karoserie je realizováno pomocí 4 laserových snímačů vzdálenosti Baumer CH 8501, jejichž parametry jsou uvedeny v Tab. 13. Snímače jsou na vozidle uloženy v kovových lůžkách v místech plastových nadkolí (podběh kola).

Snímač	Výrobce	Veličina	Rozsah	Přesnost	Jednotka
OADM13V	Baumer	Vzdálenost	50 - 550	± 0.08 – 3.5	mm

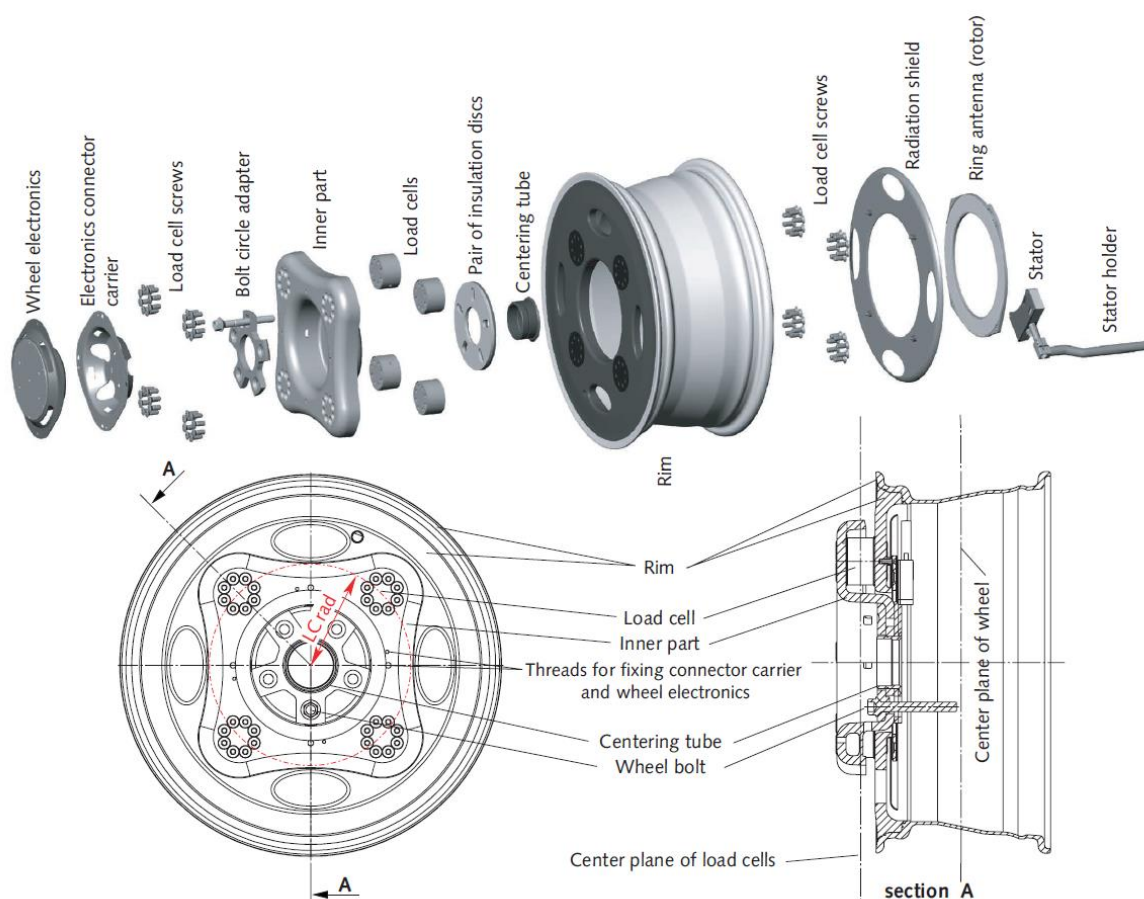
Tab. 13 Parametry snímače vzdálenosti



9.2.3 MĚŘICÍ SYSTÉM KISTLER ROADYN

Měřicí systém Kistler RoaDyn je sestaven z měřicí ústředny Aditec a měřících kol Kistler RoaDyn S625, jejichž schéma je zobrazeno na Obr. 25. Měřicí kolo se skládá z disku, ke kterému jsou pomocí šroubů upevněny 4 měřící členy (na obrázky označeny jako load cells). Mezi těmito měřícími členy je uložena vlastní elektronika měřících kol s akumulátorovými články a wi-fi anténou. Ve vnitřní straně disku je umístěn snímač polohy kola, jehož poloha musí být vhodně fixována k některé z nerotujících částí uložení kola, například k těhlici nebo k brzdovému třmenu. Přenos signálů ze snímače natočení kola a samotných měřících členů do elektronické jednotky kola je realizován pomocí rotujícího kroužku a stěrných kartáčků. Tento systém přenosu signálu je velmi citlivý na teplotu okolí, proto je chráněn tepelnou izolací. Datový přenos mezi příslušným kolem a měřicí ústřednou je bezdrátový.

Hlavní výhodou tohoto systému je online měření všech tří silových a momentových složek silových účinků ve stopě pneumatiky bez nutnosti instalovat na vozidlo pomocné rámy a kabeláž od měřících kol k vlastní ústředně. Z pohledu měření manévru CBV je pak nevýhodou těchto kol výrazná změna tvaru vozidla, proto je nezbytné tato kola instalovat na vozidlo při měření aerodynamických vlastností v tunelu.



Obr. 25 Schéma jednotlivých částí měřících kol Kistler RoaDyn S625 [17]

Vlastní měřící členy jsou založeny na principu polovodičového tenzometru, tj. na změně elektrického odporu v závislosti na deformaci polovodičového krystalu. Parametry měřících kol jsou uvedeny v tabulce Tab. 14.



Disky měřicích kol jsou uchyceny k náboji kola pomocí speciálních prodloužených šroubů přes úchytný adaptér, který je možné vyměnit dle rozteče a počtu děr daného náboje.

Snímač	Výrobce	Veličina	Rozsah	Přesnost	Jednotka
RoADyn S625	Kistler	Fx	± 20	1%	kN
		Fy	± 15	2%	kN
		Fz	± 20	1%	kN
		Mx	± 4	-	kNm
		My	± 4	-	kNm
		Mz	± 4	-	kNm
		χ	-	0.1	°

Tab. 14 Parametry měřicích kol

Ukázka měřicího kola na experimentálním vozidle a měřicí ústředny Aditec je na Obr. 26.



Obr. 26 Měřicí kolo a ústředna Aditec



9.3 MĚŘENÉ KONFIGURACE

Jak bylo uvedeno na začátku této kapitoly, validace modelu byla provedena pro 12 konfigurací vozidla, které lze rozdělit podle typu úpravy do tří skupin: aerodynamické úpravy, hmotnostní a úpravy pneumatik. Pro všechny tyto tři skupiny existuje jediná výchozí konfigurace označená jako BASE.

Vzhledem k tomu, že výsledky validačního měření je při vhodném výběru měřených konfigurací možné použít pro experimentální citlivostní analýzu, bylo nutné předem jednotlivé konfigurace vhodně navrhnout. Obecně bylo cílem provádět změny parametru v jednotlivých konfiguracích izolovaně. Je zřejmé, že v případě aerodynamických parametrů vozidla lze tohoto dosáhnout jen obtížně. Takovéto nastavení, kde by bylo možné izolovaně měnit boční síly a vztlaky, by představovalo samotnou rozsáhlou studii doprovázenou velkým počtem měření v aerodynamickém tunelu, což je z hlediska finanční a časové náročnosti nereálné. Naopak v případě hmotnostních parametrů je možné nalézt takové rozložení hmoty, aby bylo možné měnit izolovaně vždy pouze jeden z vyšetřovaných parametrů – tedy polohu těžiště, celkovou hmotnost a moment setrvačnosti. Jak bude uvedeno dále, takovéto nastavení lze reálně provést, pouze pokud výchozí varianta je hmotnostně upravena proti sériovému stavu, což má za následek zvýšení hmotnosti vozidla a snížení maximální rychlosti vozidla.

Označení	Popis	m	X _{CG}	I _z
BASE	Výchozí nastavení vozidla mimo konfiguraci Pressure	100%	100%	100%
AERO1	Zvýšení aerodynamického momentu stáčení	100%	100%	100%
AERO2	Snížení aerodynamického momentu stáčení	100%	100%	100%
AERO3	Extrémní snížení aerodynamického momentu stáčení	100%	100%	100%
MASS+	Zvýšení hmotnosti vozidla	107%	101%	101%
MASS-	Snížení hmotnosti vozidla	90%	100%	100%
CG+	Posun těžiště k zadní nápravě	100%	105%	101%
CG-	Posun těžiště k přední nápravě	100%	94%	102%
Iz+	Zvýšení momentu setrvačnosti v těžišti	100%	99%	108%
Iz-	Snížení momentu setrvačnosti v těžišti	100%	100%	93%
TIRE	Změna	100%	100%	100%
PRESSURE	Změna tlaku pneumatik	100%	100%	100%

Tab. 15 Přehled měřených konfigurací se změnami hmotnostních parametrů vozidla

Změny aerodynamických vlastností vozidla v konfiguracích Aero1, Aero2 a Aero3 byla provedeny pomocí přídavných aerodynamických prvků tak, aby nebyla změněna čelní plocha vozidla.

Hmotnostní konfigurace byly realizovány pomocí olověných závaží vhodně rozmístěných ve vozidle. Umístění závaží bylo pro některé konfigurace komplikované, např. nad výztuhou nárazníku. Z tohoto důvodu bylo výhodné ponechat zalepený vstup do motorového prostoru maskou, aby nedocházelo ke změně aerodynamických vlastností vozidla pro různé hmotnosti konfigurace přítomností závaží v oblasti tohoto vstupu vzduchu do motorového prostoru.

Jednotlivé konfigurace jsou popsány v následujících kapitolách 9.3.1 až 9.3.7.



9.3.1 VÝCHOZÍ KONFIGURACE – BASE

Výchozí konfigurace je ze všech měřených nejbližší podobná sériovému stavu. Rozdíly jsou především v hmotnosti vozidla a v zalepení některých vstupů do motorového prostoru – viz Obr. 27.



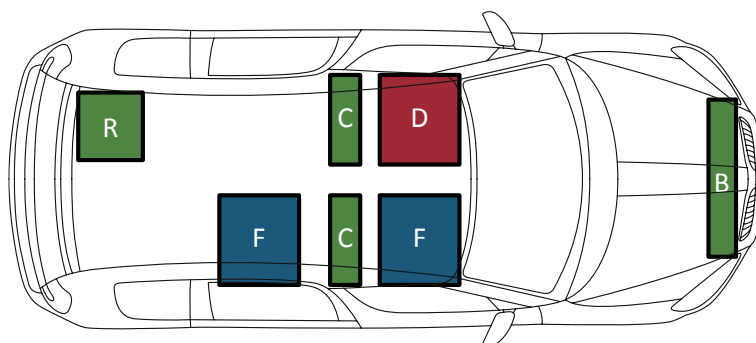
Obr. 27 Aerodynamické nastavení konfigurace Base

Veškeré relevantní konstrukční a hmotnostní parametry jsou uvedeny v Tab. 16.

Parametr	Symbol	Jednotka	Velikost
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	1003
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	752
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2703
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H		

Tab. 16 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Base

Rozmístění závaží je patrné ze schématu na Obr. 28.



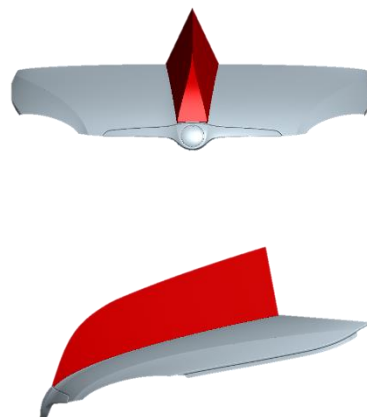
D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	33 kg
C	Central (Σ)	121 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 28 Rozmístění závaží konfigurace Base



9.3.2 AERODYNAMICKÁ KONFIGURACE – AERO 1

Aerodynamická konfigurace Aero 1 má zvýšit aerodynamický moment stáčení a zvýšit tak sledovaná kritéria hodnocení CBV.



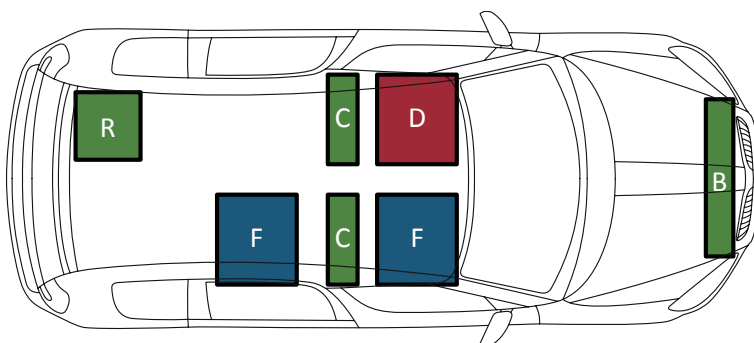
Obr. 29 Aerodynamické nastavení konfigurace Aero 1

Veškeré relevantní konstrukční a hmotnostní parametry jsou uvedeny v Tab. 17.

Parametr	Symbol	Jednotka	Velikost
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	998
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	755
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2691
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H		

Tab. 17 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Aero 1

Rozmístění závaží je patrné ze schématu na Obr. 30.



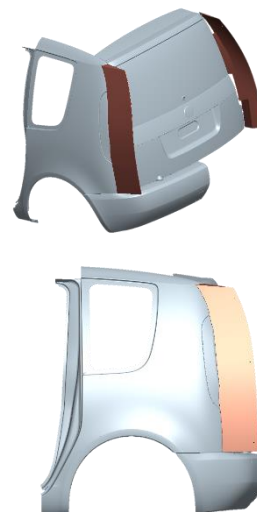
D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	33 kg
C	Central (Σ)	121 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 30 Rozmístění závaží konfigurace Aero 1



9.3.3 AERODYNAMICKÁ KONFIGURACE – AERO 2

Aerodynamická konfigurace Aero 2 má snížit aerodynamický moment stáčení a snížit tak sledovaná kritéria hodnocení CBV.



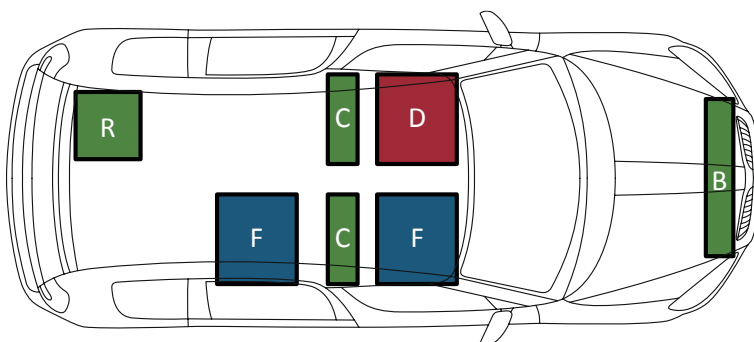
Obr. 31 Aerodynamické nastavení konfigurace Aero 2

Veškeré relevantní konstrukční a hmotnostní parametry jsou uvedeny v Tab. 18.

Parametr	Symbol	Jednotka	Velikost
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	1002
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	755
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2726
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H		

Tab. 18 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Aero 2

Rozmístění závaží je patrné ze schématu na Obr. 32.



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	33 kg
C	Central (Σ)	121 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 32 Rozmístění závaží konfigurace Aero 2



9.3.4 AERODYNAMICKÁ KONFIGURACE – AERO 3

Aerodynamická konfigurace Aero 3 má extrémně snížit aerodynamický moment stáčení a silně snížit sledovaná kritéria hodnocení CBV.



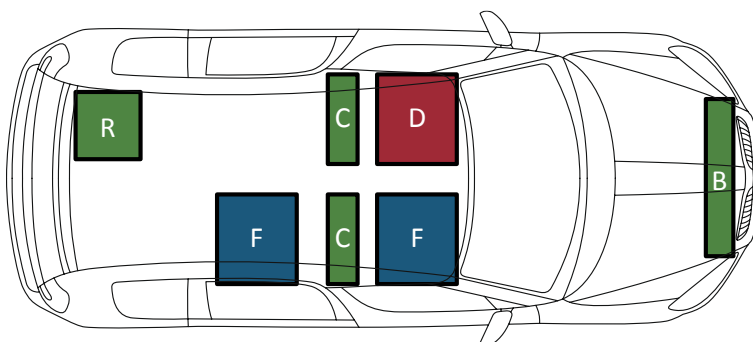
Obr. 33 Aerodynamické nastavení konfigurace Aero 3

Veškeré relevantní konstrukční a hmotnostní parametry jsou uvedeny v Tab. 19.

Parametr	Symbol	Jednotka	Velikost
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	1000
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	756
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2737
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H		

Tab. 19 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Aero 3

Rozmístění závaží je patrné ze schématu na Obr. 34.



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	33 kg
C	Central (Σ)	121 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 34 Rozmístění závaží konfigurace Aero 3



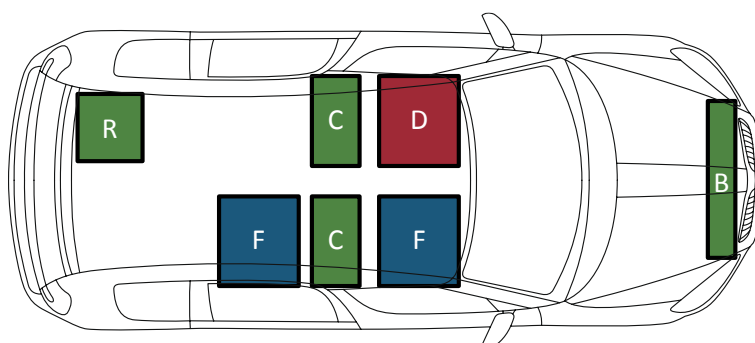
9.3.5 HMO TNOSTNÍ KONFIGURACE MASS + A MASS -

Cílem hmotnostních konfigurací je dosáhnout izolované změny hmotnosti vozidla při zachování polohy těžiště a momentu setrvačnosti. Hmotnostní konfigurace variant Mass+ a Mass- je popsána v Tab. 20. V případě varianty Mass+ je hmotnost navýšena o 118kg, naopak varianta Mass- snižuje hmotnost vozidla o 178 kg (udáváno vzhledem k variantě BASE).

Parametr	Symbol	Jednotka	Mass +	Mass -
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	1060	899
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	813	678
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2741	2703
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H			

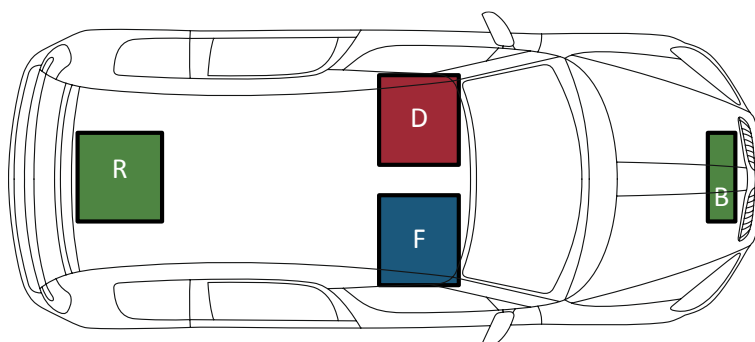
Tab. 20 Hmotnostní parametry variant Mass+ a Mass-

Umístění závaží ve vozidle pro obě hmotnostní konfigurace je patrné z obrázků



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	33 kg
C	Central (Σ)	240 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 35 Umístění závaží hmotnostní varianty Mass+



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	21 kg
C	Central (Σ)	0 kg
R	Rear	42 kg

Obr. 36 Umístění závaží hmotnostní varianty Mass-



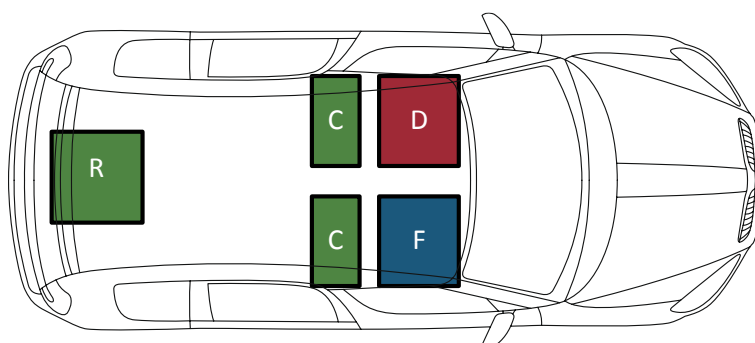
9.3.6 Hmotnostní konfigurace CG+ a CG -

Cílem hmotnostních konfigurací je dosáhnout izolované změny polohy těžiště při zachování celkové hmotnosti vozidla a jeho momentu setrvačnosti. Hmotnostní konfigurace variant CG+ a CG- je popsána v Tab. 21. V případě varianty CG+ je těžiště posunuto směrem k zadní nápravě o 55 mm, naopak ve variantě CG- směrem k přední nápravě o 64 mm (udáváno vzhledem k variantě BASE).

Parametr	Symbol	Jednotka	CG +	CG -
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	965	1046
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	788	710
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2726	2753
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H			

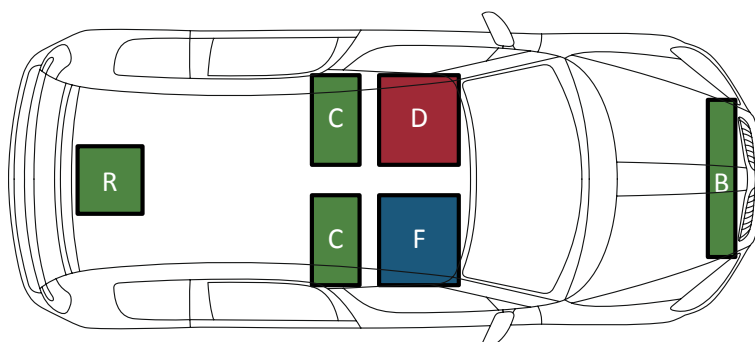
Tab. 21 Hmotnostní parametry variant CG+ a CG-

Umístění závaží ve vozidle pro obě hmotnostní konfigurace je patrné z obrázků



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	0 kg
C	Central (Σ)	165 kg
R	Rear	88 kg

Obr. 37 Umístění závaží hmotnostní varianty CG+



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	55 kg
C	Central (Σ)	171 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 38 Umístění závaží hmotnostní varianty CG-



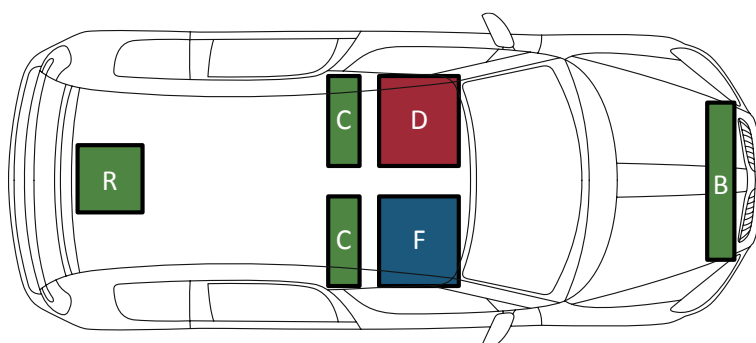
9.3.7 Hmotnostní konfigurace Iz+ a Iz-

Cílem hmotnostních konfigurací je dosáhnout izolované změny momentu setrvačnosti k ose Z při zachování celkové hmotnosti vozidla a polohy těžiště. Hmotnostní konfigurace variant Iz+ a Iz- je popsána v Tab. 22. V případě varianty Iz+ je moment setrvačnosti větší o 186 kg·m², naopak v případě varianty Iz- je nižší 217 kg·m² (udáváno vzhledem k variantě BASE).

Parametr	Symbol	Jednotka	Iz +	Iz -
Statické zatížení přední nápravy	m_f	[kg]	1009	999
Statické zatížení zadní nápravy	m_r	[kg]	747	753
Rozvor vozidla	l	[mm]	2621	2621
Moment setrvačnosti k ose Z	I_z	[kg m ²]	2923	2520
Čelní plocha	F	[m ²]	2,39	2,39
Tlak předních pneumatik	p_f	[kPa]	260	260
Tlak zadních pneumatik	p_r	[kPa]	260	260
Pneumatiky	Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H			

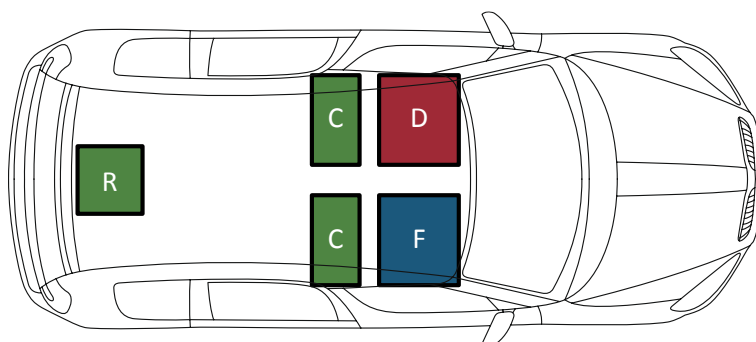
Tab. 22 Hmotnostní parametry variant Iz+ a Iz-

Umístění závaží ve vozidle pro obě hmotnostní konfigurace je patrné z obrázků



D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	55 kg
C	Central (Σ)	165 kg
R	Rear	88 kg

Obr. 39 Umístění závaží hmotnostní varianty Iz+



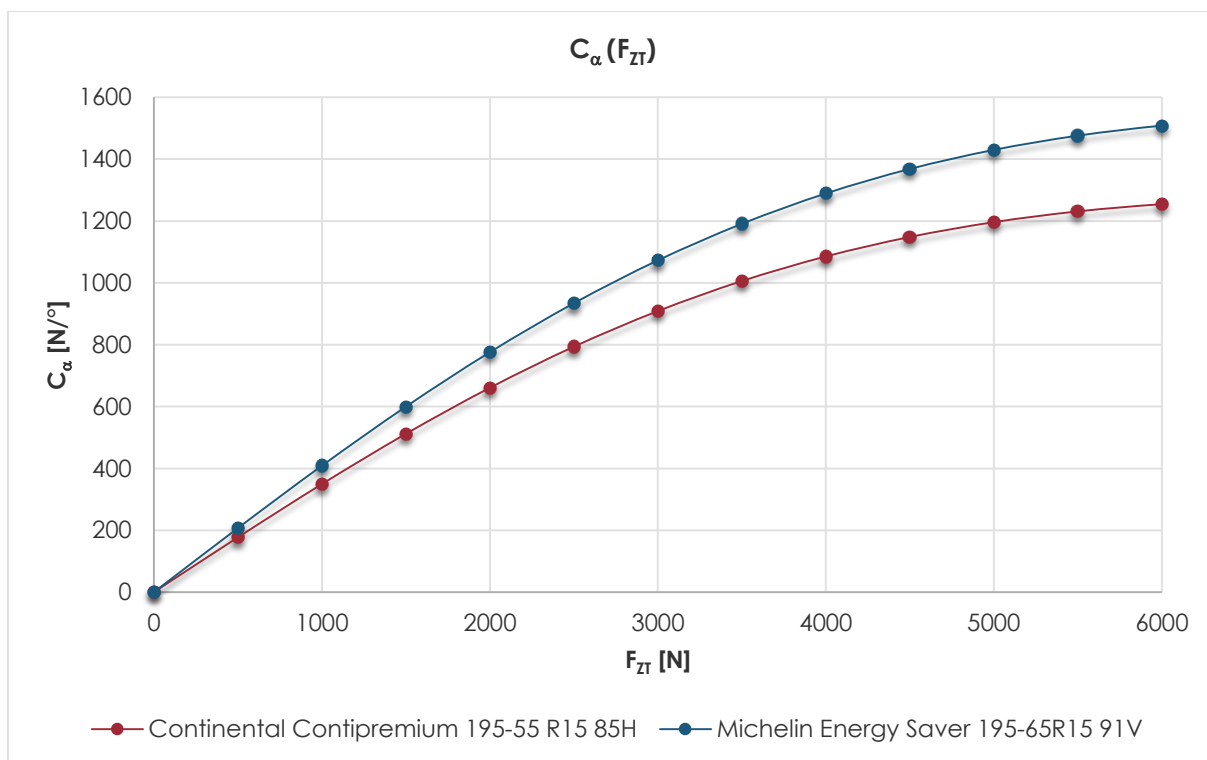
D	Driver	73 kg
F	Figurine	68 kg
B	Bumper	0 kg
C	Central (Σ)	231 kg
R	Rear	31 kg

Obr. 40 Umístění závaží hmotnostní varianty Iz-



9.3.8 KONFIGURACE TIRE A PRESSURE

Cílem konfigurací TIRE a PRESSURE je dosažení změny charakteristik pneumatik při zachování ostatních parametrů varianty BASE. V případě varianty TIRE je výchozí pneumatika Continental Contipremium Contact 2, 195/55 R15 85H nahrazena pneumatikou Michelin Energy Saver, 195/65 R15 91V, přičemž tlaky pneumatik jsou 2,6 bar. Přestože rozměrově jsou si obě pneumatiky velmi podobné, Michelin Energy Saver má podstatně vyšší směrovou tuhost, jak bylo uvedeno v kapitole 7.3. Srovnání charakteristik použitých pneumatik je v grafu Graf 12.



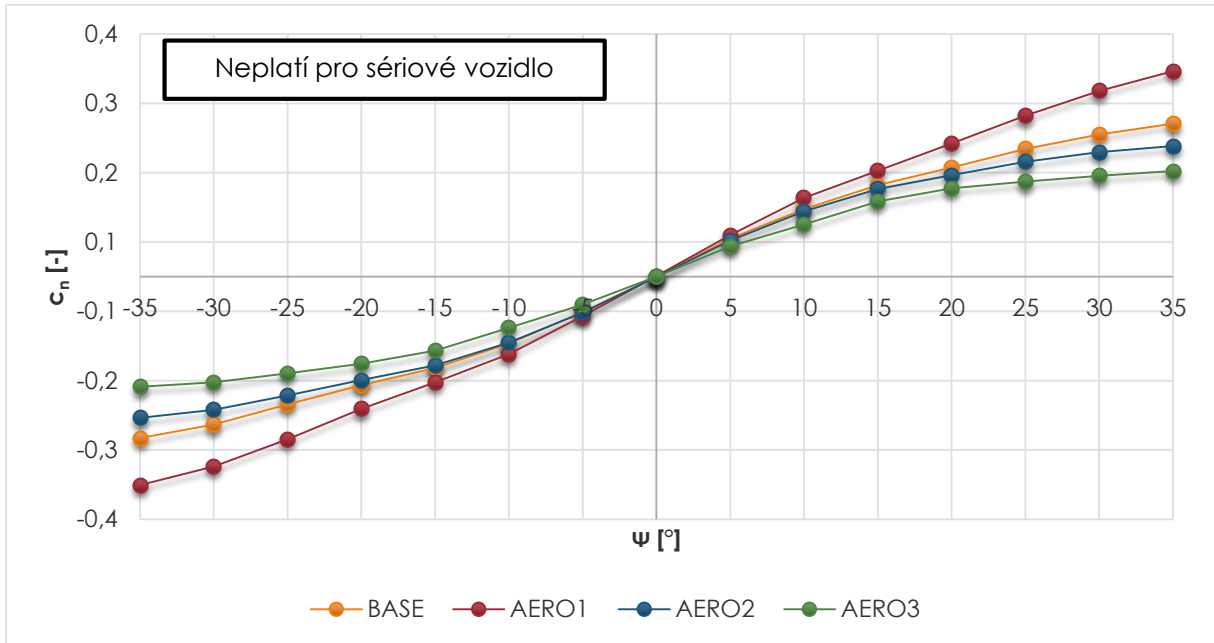
Graf 12 Srovnání pneumatik variant BASE a TIRE

V případě varianty PRESSURE je tlak v pneumatikách kol přední nápravy nastaven na 3,4 bar a v pneumatikách kol zadní nápravy na hodnotu 1,8 baru.

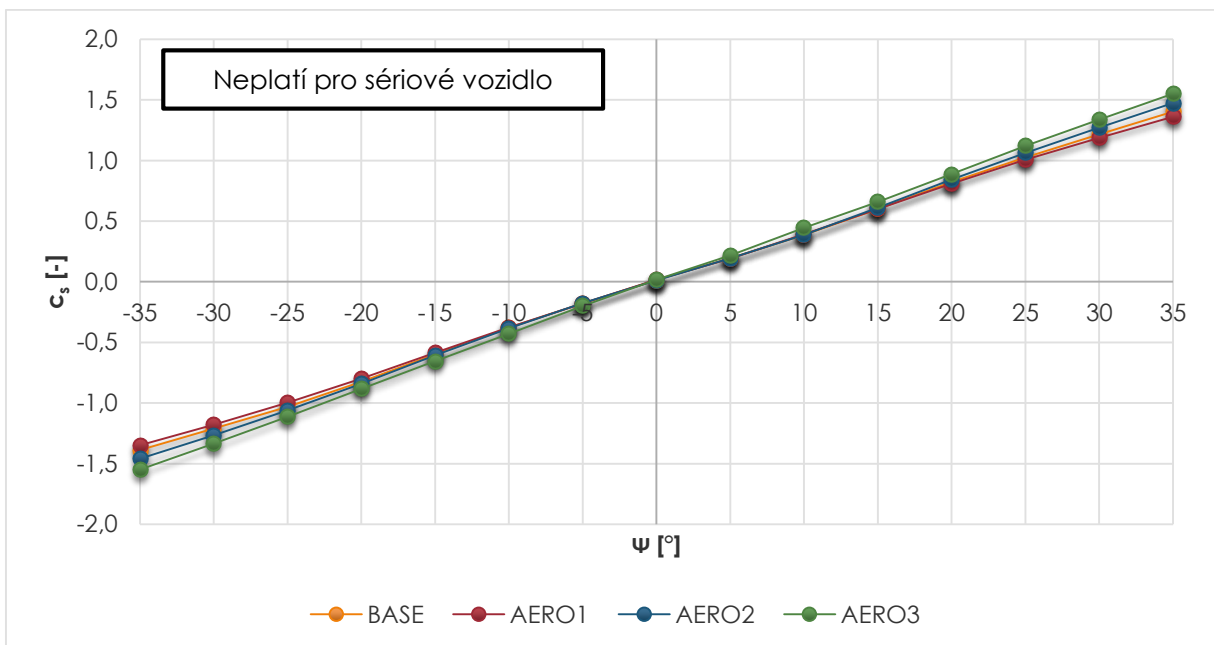


9.3.9 AERODYNAMICKÉ CHARAKTERISTIKY KONFIGURACÍ BASE, AERO 1, AERO2 A AERO 3

Pro jednotlivé aerodynamické konfigurace bylo provedeno měření v AT WKI. Grafy uvedené v této kapitole neodpovídají sériově vyráběnému vozidlu, aerodynamické charakteristiky jsou u experimentálního vozidla ovlivněny geometrií měřicích kol a přídatnými aerodynamickými prvky.



Graf 13 Koefficient momentu stáčení pro aerodynamické konfigurace

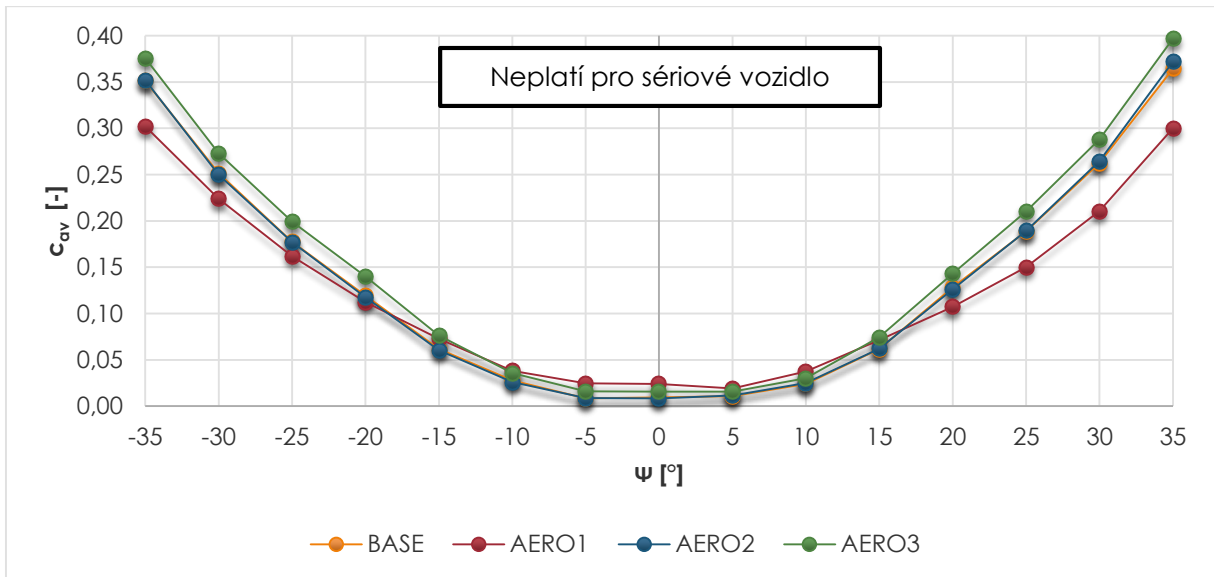


Graf 14 Koefficient boční síly pro aerodynamické konfigurace

Z uvedených grafů Graf 13 a Graf 14 je patrné, že navrhnuté aerodynamické prvky způsobují požadované změny v aerodynamických parametrech vozidla. Pozitivní je především značný vliv vyrobených tvarových prvků na koeficient aerodynamického momentu stáčení c_n a minimální na koeficient aerodynamické boční síly c_s .

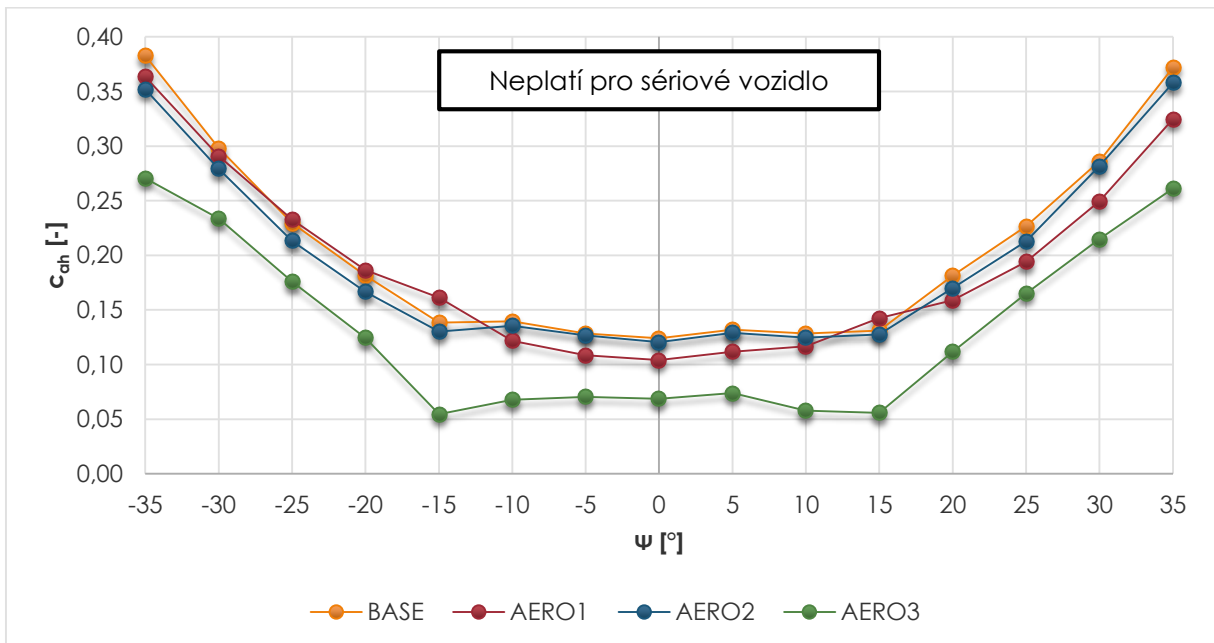


Dalšími porovnávanými parametry jsou koeficienty vztlaku na přední a zadní nápravě. Z průběhu předního vztlaku v Graf 15 lze pozorovat mírně pozitivní vliv úpravy Aero 1, naopak negativní vliv vyvolává úprava Aero 3. Zajímavý je zanedbatelný vliv úpravy Aero 2.



Graf 15 Koeficient vztlaku na přední nápravě pro aerodynamické konfigurace

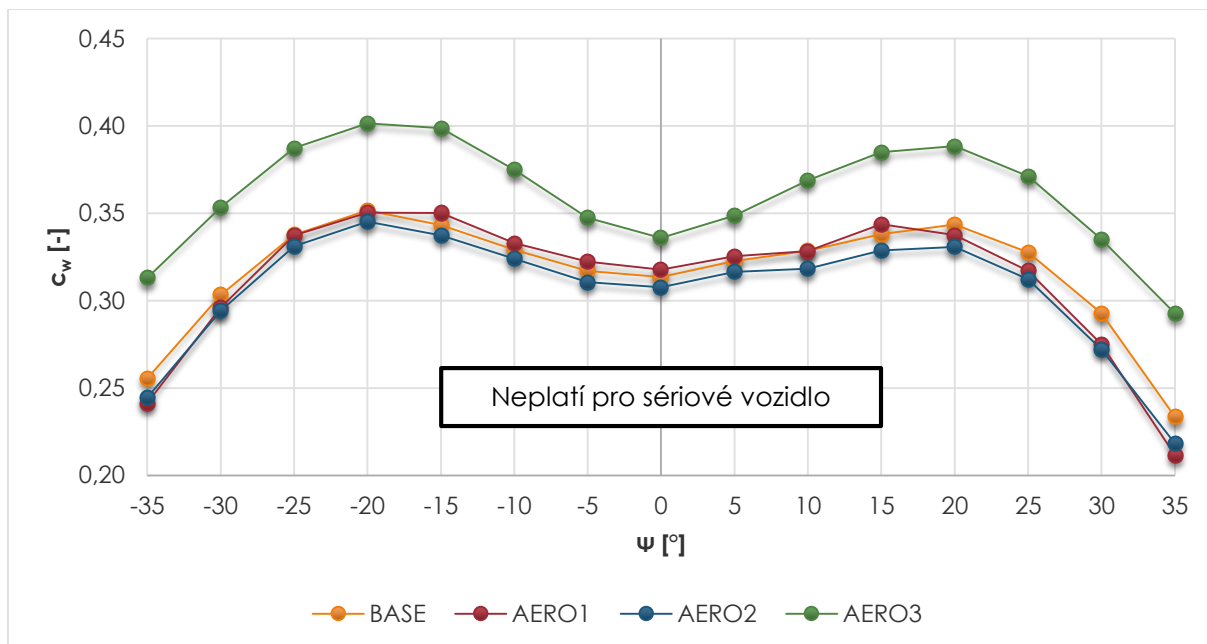
Oproti tomu vliv aerodynamických prvků na zadní vztlak je spíše opačný, což samozřejmě souvisí s přerozdělením vztakové síly mezi koly přední a zadní nápravy. Opět je zde patrný zanedbatelný vliv varianty Aero 2. Pozitivní snížení zadního vztlaku vyvolává v tomto případě varianta Aero 3. Zajímavý je také průběh koeficientu zadního vztlaku pro variantu Aero 1, která oproti ostatním nevykazuje zlom v oblasti $\pm 15^\circ$.



Graf 16 Koeficient vztlaku na zadní nápravě pro aerodynamické konfigurace



Přestože, jak bylo uvedeno v kapitole 6, v simulačním modelu nevystupuje hodnota aerodynamického odporu, je vhodné tuto základní veličinu zmínit. Zajímavý je především vliv varianty Aero 2, která snižuje koeficient aerodynamického odporu c_w . Podle očekávání varianta Aero 3 naopak hodnotu c_w zvyšuje. Tyto závěry vycházejí z hodnot uvedených v Graf 17.

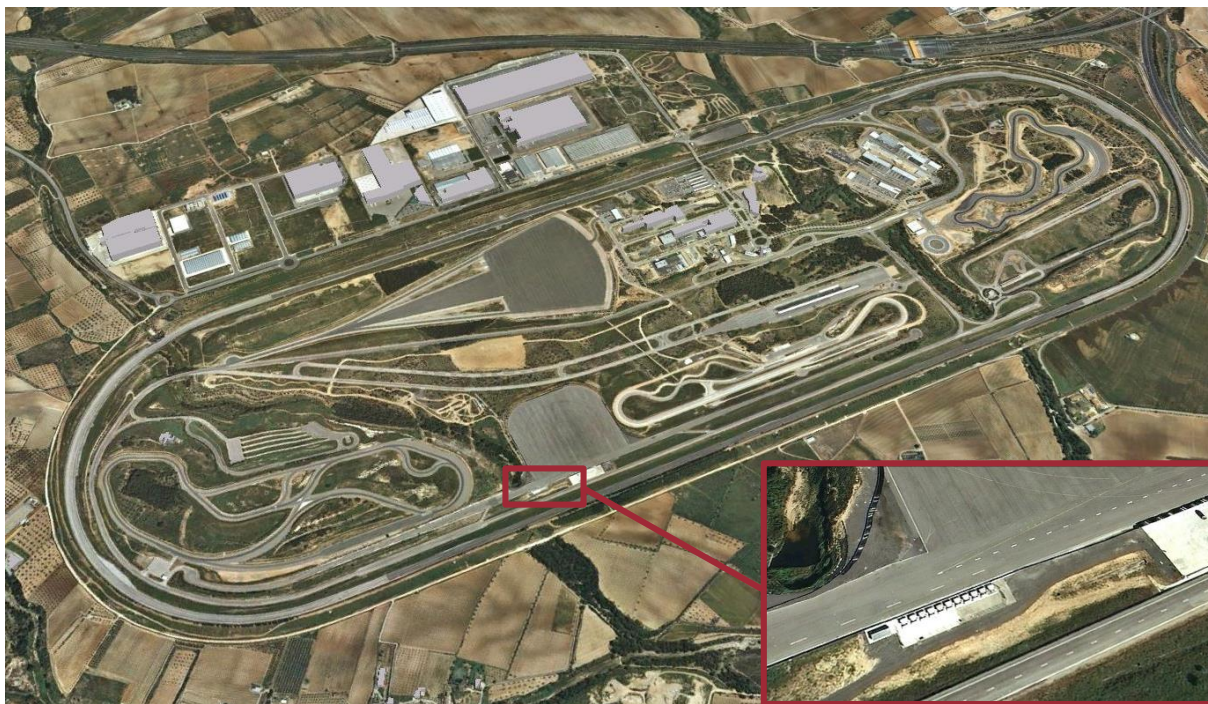


Graf 17 Koeficient aerodynamického odporu pro aerodynamické konfigurace



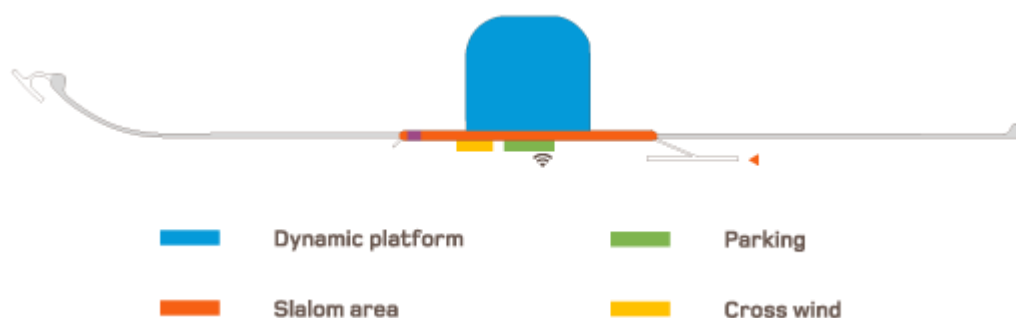
9.4 ZKUŠEBNÍ POLYGON

Vlastní měření bylo realizováno ve Španělsku na zkušebním polygonu společnosti Applus IDIADA Group. Tento zkušební polygon se skládá z několika dílčích zkušebních tratí pro jednotlivé testy. Vlastní měření CBV bylo provedeno na trati Dynamic Platform A, která je vybavena řadou ventilátorů vhodných pro provedení zkoušky CBV dle ISO 12021.



Obr. 41 Pohled na Applus IDIADA proving ground, detail ventilátorů pro CBV [18]

Celková délka zkušební tratě pro CBV je 1950 m, přičemž pro samotný test bylo využito přibližně 1200 m. Samotná dráha pro akceleraci vozidla měří 850 m, což bylo na hranici dosažení požadované rychlosti vozidla. Schematické znázornění Dynamic Platform A je uvedeno na Obr. 42.



Obr. 42 Schematický popis Dynamic Platform A [19]

Pro každou měřenou variantu bylo provedeno 10 opakování. Dále bylo nutné sledovat, zda nedochází vlivem povětrnostních podmínek k překročení maximální povolené rychlosti větru dle ISO 12021. K tomu bylo využito centrální meteorologické stanice PG IDIADA a mobilní meteorologické stanice. Během dvoutýdenního měření došlo k překročení povětrnostních podmínek pouze u jedné varianty změny polohy těžiště, která byla následně z validace modelu vyloučena.

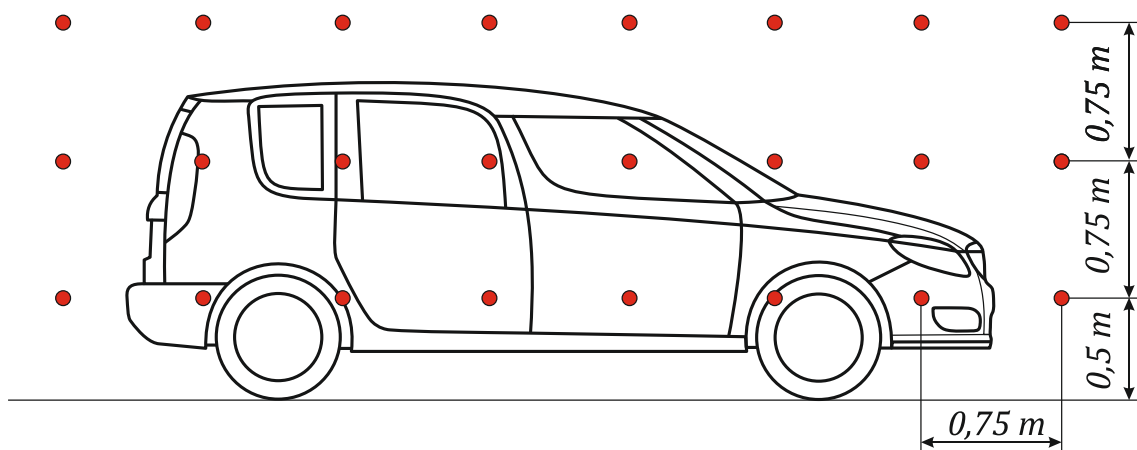


Nezbytnou měřenou veličinou bylo rychlostní pole od ventilátorů. Toto pole je tvořeno 10 ventilátory, které jsou poháněny vznětovými vozidlovými motory PSA. Orientace ventilátorů vzhledem ke zkušební dráze je fixních 90°. Jelikož v na PG Applus IDIADA není možné pořizování audiovizuálních záznamů, jsou ventilátory zobrazeny pouze prostřednictvím oficiálních propagačních obrázků.



Obr. 43 Řada ventilátorů - ilustrační obrázek – propagační materiál [19]

Vlastní měření rychlostního pole bylo provedeno z technických důvodů po ukončení měření CBV. K měření bylo využito termonanemometrů TSI, jejichž absolutní chyba měření je 0,25 m/s. Měření rychlostního pole bylo provedeno s krokem 0,75 m, začátek měření byl 10 m před prvním ventilátorem a konec 10 m za posledním ventilátorem, přičemž bylo použito třech snímačů pro souběžné měření ve třech různých výškách dle Obr. 44. Absolutní poloha snímačů v ose X byla měřena pomocí GPS. Naměřený profil rychlostního pole je uveden v příloze C.



Obr. 44 Rastr měření rychlostního pole od ventilátorů

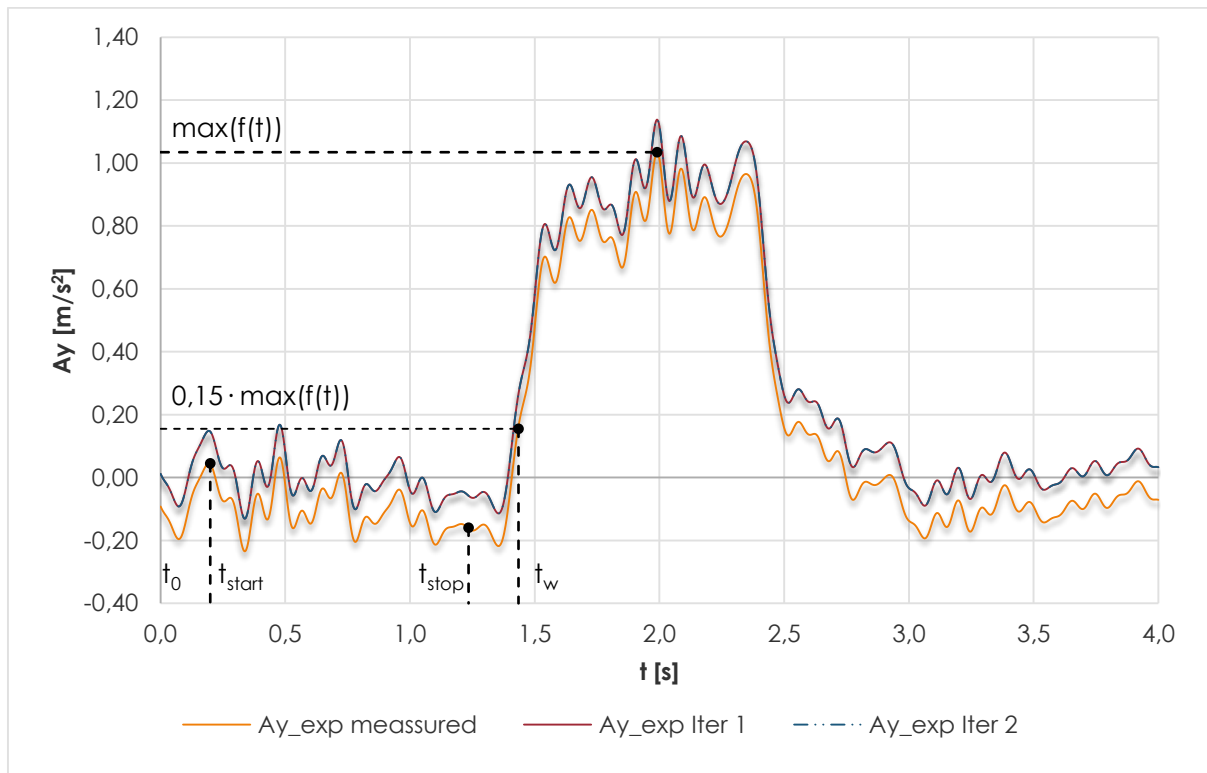


9.5 ZPRACOVÁNÍ DAT

Samotné zpracování dat probíhalo v několika krocích. Nejdříve bylo nutné provést vzájemnou synchronizaci signálů jednotlivých měřicích systémů pomocí synchronizačního kanálu a poté provést převzorkování na společnou frekvenci 200 Hz a filtraci dle normy ISO 12021. Filtrace signálu byla provedena v sw. Matlab ve dvou variantách. První varianta je určená pro validaci modelu s nulovou amplitudou rychlosti větru pro pass band 5 Hz a stop band 10 Hz dle ISO 12021. Druhá varianta slouží pro analýzu nestacionarit vlastního děje CBV a oproti ISO 12021 byla použita vyšší hodnota pass band 12Hz, resp. stop band 20Hz z důvodu zachování dynamických jevů způsobených ventilátory.

Vlastní validace výpočetního modelu je provedena na datech bočního zrychlení a rychlosti stáčení, resp. na jejich středních integrálních hodnotách – viz kapitola 6.6. Tyto integrální hodnoty jsou silně závislé na počátečních podmínkách, především v offsetu v oblasti před ventilátory. Z tohoto důvodu je nutné provést korekci měřených dat na nulovou hodnotu, tedy odstranit offset v počáteční oblasti jízdy vozidla. Tento postup nelze přímo použít pro hodnotu vybočení vozidla, zde by bylo možné provést např. potočení trajektorie do přímého směru. Druhou možností je dopočítat trajektorii vozidla na základě korigované rychlosti stáčení dle rovnice (30).

Princip samotné korekce offsetu v přímém směru je definován normou ISO 12021. Nejdříve je nutné najít maximum měřeného signálu $\max(f(t))$, z něhož je určen výchozí čas t_w , který odpovídá $0,15 \max(f(t))$. Následně jsou spočteny časy t_{start} a t_{end} , které ohraničují interval, ve kterém probíhá výpočet offsetu. Tyto časy jsou definovány jako $t_0 + 0,2s$, resp. $t_w - 0,2s$. Průměr signálu mezi těmito dvěma časy odpovídá nové referenční hodnotě. Tento postup se opakuje, dokud rozdíl dvou po sobě spočtených referenčních hodnot není menší než 0,5% z aktuální hodnoty maxima signálu. Nalezení offsetu proběhne obvykle na 2 až 3 iterace. Uvedený postup je znázorněn v Graf 18.



Graf 18 Výpočet offsetu měřeného signálu

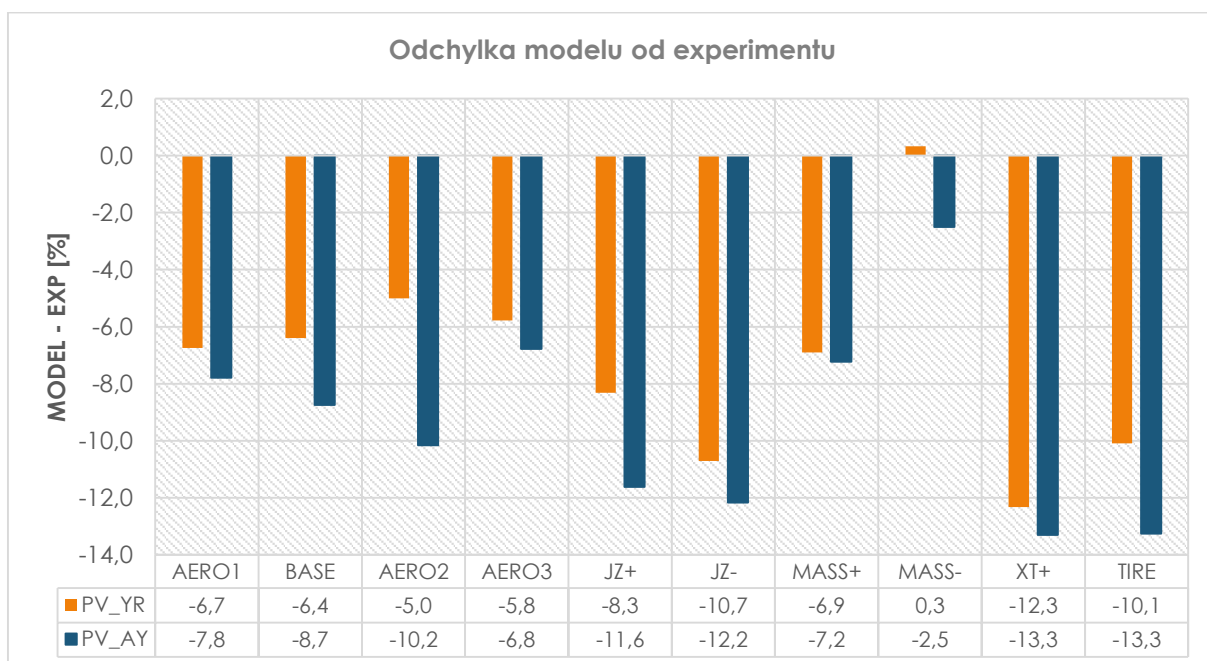


9.6 SROVNÁNÍ SIMULACE S VÝSLEDKY EXPERIMENTU

Srovnání výsledků simulace s měřením bylo provedeno na 10 z 12 měřených variantách. Vyloučeny byly varianty CG- (posun těžiště směrem k přední nápravě) a PRESSURE (změna tlaku pneumatik). Varianta CG- byla vyřazena z důvodu překročení maximální povolené rychlosti okolního větru, což vedlo k následnému znehodnocení měřených dat. Varianta PRESSURE nebyla pro validaci matematického modelu použita z důvodu absence vlivu tlaku pneumatiky na její směrovou tuhost v matematickém modelu.

Srovnání je provedeno jednak na středních integrálních hodnotách rychlosti stáčení, bočního zrychlení a vybočení vozidla v čase 4s od zahájení jízdního manévru CBV, tak i na samotných časových průbězích stavových veličin. Ty jsou hodnoceny na základě koeficientu korelace časových průběhů bočního zrychlení vozidla a jeho rychlosti stáčení.

Globální přehled odchylky modelu od technického experimentu pro střední integrální hodnotu rychlosti stáčení PV_YR a bočního zrychlení PV_AY je uveden v Graf 19.



Graf 19 Odchylka modelu od experimentu

Z výsledků validace je patrné podhodnocení modelu CBV oproti experimentu. Aerodynamické varianty dosahují průměrné odchylky od měření pro PV_YR -5,8%, v případě PV_AY je průměrná odchylka -8,2%. Zajímavý je opačný trend ve změně odchylky od modelu pro PV_YR vzhledem k PV_AY. To může být způsobeno nestacionární povahou aerodynamických silových účinků působících na vozidlo.

Průměrná odchylka hmotnostních variant a varianty TIRE dosahuje hodnoty -8,1% pro PV_YR a -10% pro PV_AY. Vzhledem k uvedené chybě modelu odpovídající nepřesnosti vstupních parametrů 4,8% lze prohlásit model za přesný.

Snížení odchylky modelu by bylo možné dosáhnout jednak zpřesněním samotných vstupních parametrů, použitím upraveného rychlostního profilu ventilátorů dle měření (harmonický profil), nebo rozšíření modelu o nestacionární povahu aerodynamických silových účinků. Další možností zpřesnění



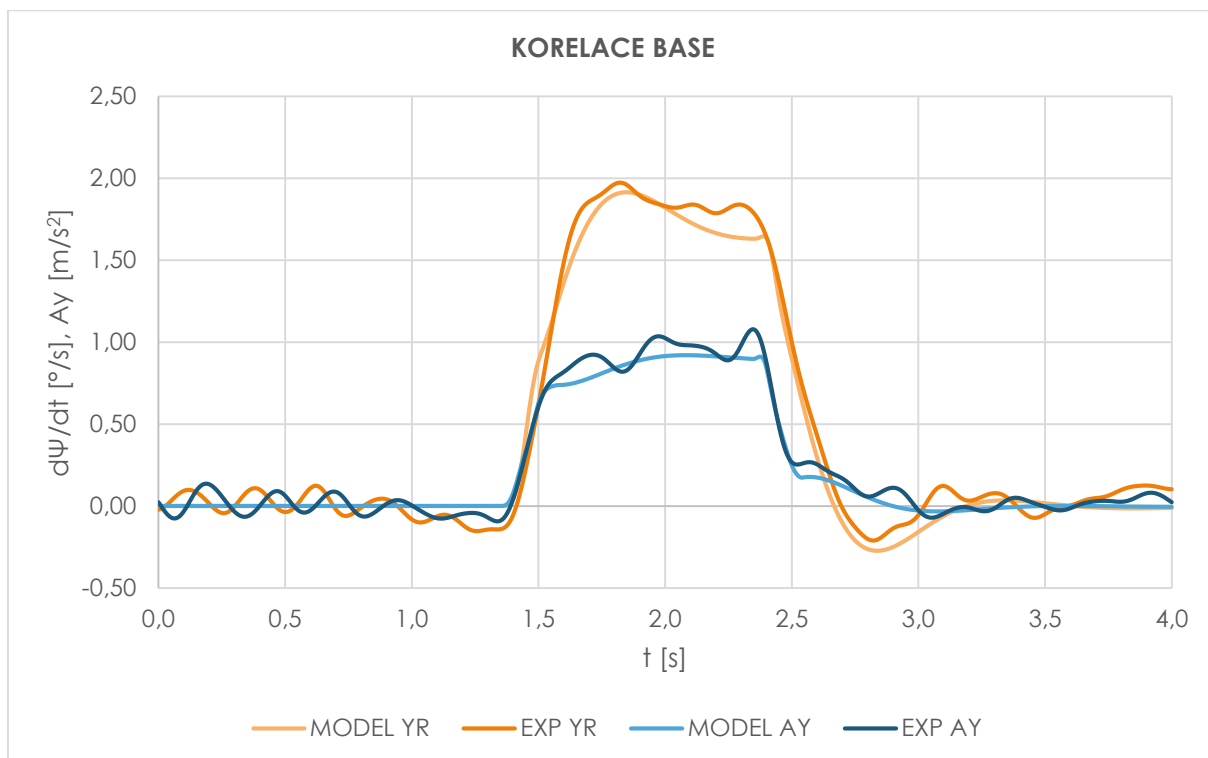
odhadu CBV je propojení simulačního modelu s experimentem pomocí Kalmanova filtru, např. jak úspěšně provedl Blaťák [12]. Samotný vliv rychlostního profilu větru je blíže rozebrán v kapitole 10.

Výsledky technického experimentu a simulace jednotlivých validačních variant, včetně jejich odchylek, jsou uvedeny v Tab. 23

	EXP PV_YR	EXP PV_AY	MODEL PV_YR	MODEL PV_AY	Δ PV YR	Δ PV YR	Δ PV AY	Δ PV AY
	[°/s]	[m/s ²]	[°/s]	[m/s ²]	[°/s]	[%]	[m/s ²]	[%]
AERO1	2,08	1,04	1,94	0,96	-0,14	-6,75	-0,08	-7,79
BASE	1,75	0,91	1,64	0,83	-0,11	-6,40	-0,08	-8,74
AERO2	1,67	0,90	1,58	0,81	-0,08	-5,00	-0,09	-10,15
AERO3	1,55	0,82	1,46	0,77	-0,09	-5,78	-0,06	-6,78
JZ+	1,78	0,95	1,64	0,84	-0,15	-8,32	-0,11	-11,62
JZ-	1,86	0,97	1,66	0,85	-0,20	-10,70	-0,12	-12,16
MASS+	1,74	0,89	1,62	0,83	-0,12	-6,91	-0,06	-7,22
MASS-	1,82	0,96	1,83	0,94	0,01	0,33	-0,02	-2,50
XT+	2,04	1,05	1,79	0,91	-0,25	-12,32	-0,14	-13,30
TIRE	1,80	0,96	1,62	0,84	-0,18	-10,09	-0,13	-13,25

Tab. 23 Výsledné hodnoty sledovaných kritérií simulace a experimentu

Vzájemné porovnání průběhu stavových veličin bočního zrychlení a rychlosti stáčení pro variantu BASE je uvedeno v Graf 20. Koeficient korelace je počítán v intervalu od 1,4s do 3,0s. Hodnoty koeficientu korelace R pro všechny validované varianty jsou uvedeny v Tab. 24.



Graf 20 Korelace varianty BASE

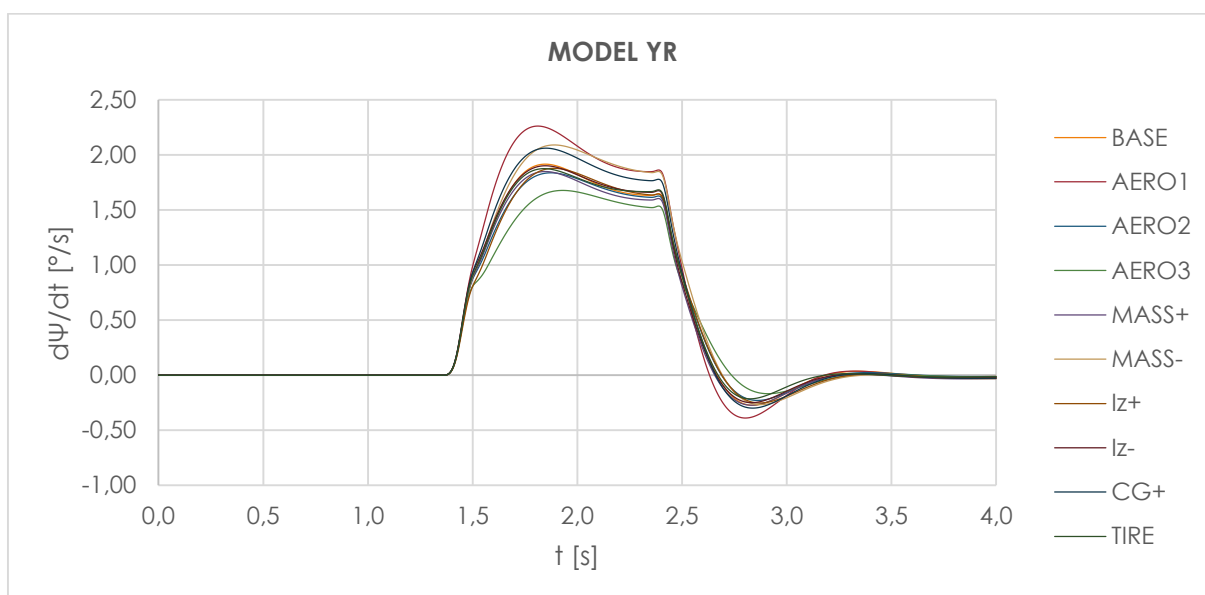


Vzájemné porovnání průběhu stavových veličin pro všechny validované varianty je uvedeno v příloze D.

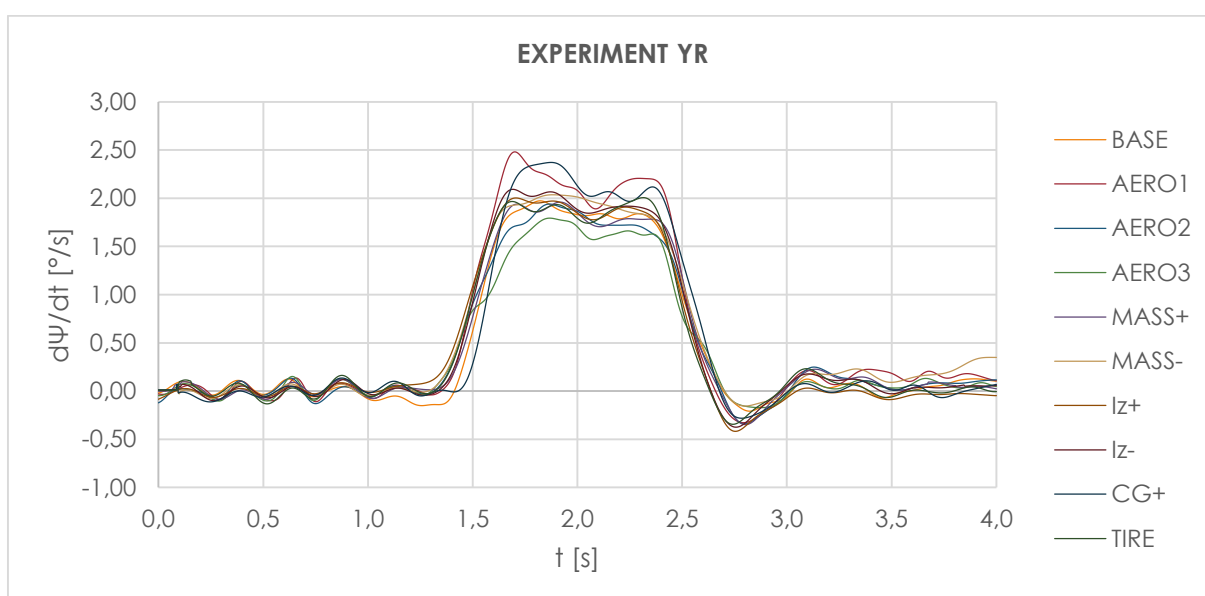
	BASE	AERO1	AERO2	AERO3	MASS+	MASS-	Iz+	Iz-	CG+	TIRE
YR	0,993	0,992	0,996	0,995	0,991	0,994	0,980	0,992	0,972	0,987
AY	0,990	0,974	0,973	0,946	0,974	0,979	0,976	0,981	0,960	0,975

Tab. 24 Koeficient korelace validovaných variant

Z porovnání výsledků simulace a experimentu je patrná trendová shoda v predikci CBV napříč všemi variantami, viz Graf 21 a Graf 22. Dále lze z těchto grafů pozorovat silný vliv aerodynamických úprav na CBV oproti úpravám hmotnostním, což souvisí s relativní velikostí jejich změn vzhledem k výchozímu variantě BASE. Vliv jednotlivých parametrů je detailně rozebrán v kapitole 8.3.



Graf 21 Výsledky simulace, YR

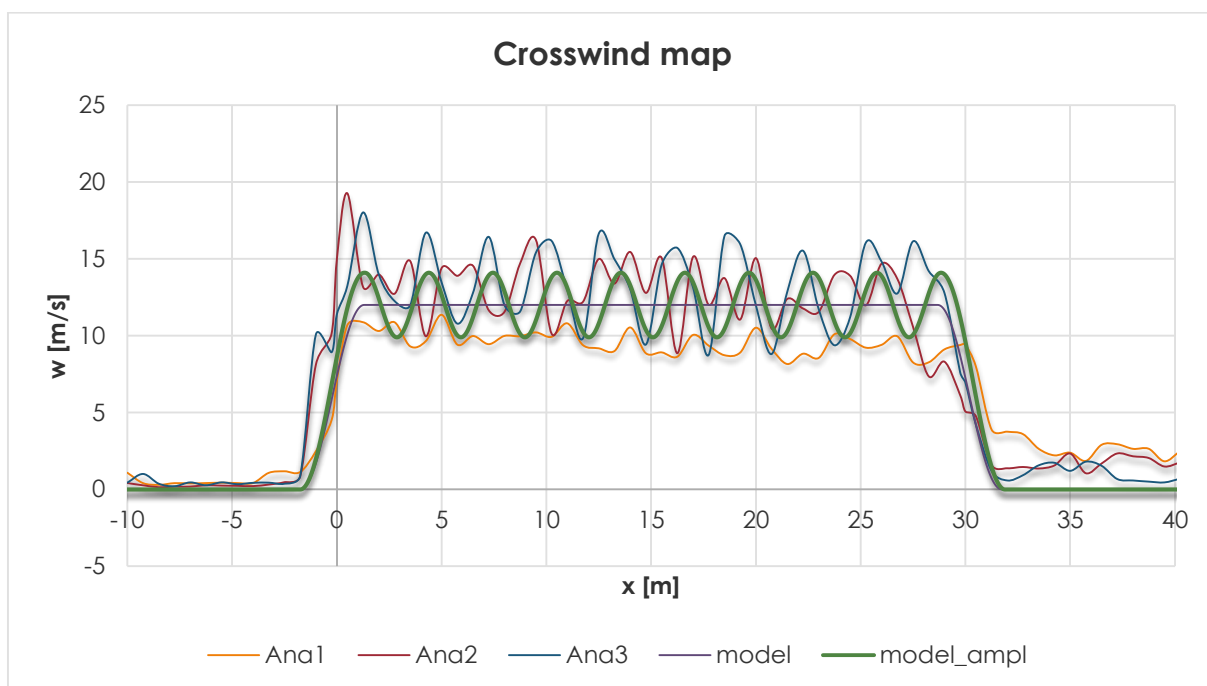


Graf 22 Výsledky experimentu, YR



10 VLIV NESTACIONÁRNÍCH JEVŮ NA CBV

Doposud uvedené závěry vyvozené z výsledku simulací jsou platné pro skokový profil větru popsáný v Graf 8. Při tomto typu působení vnější síly lze považovat děj převážně za ustálený. Ve skutečnosti profil větru skokový není, z toho vyplývá, že ani samotný děj nemusí být ustálený. Z tohoto důvodu byla provedena validace modelu i pro rychlostní profil odpovídající více naměřenému profilu větru během experimentu CBV. Střední rychlost profilu větru je 12 m/s, amplituda rychlosti větru 4,2 m/s při 10 ventilátorech. Modelový profil větru je uveden v Graf 23.



Graf 23 Profil větru s amplitudou

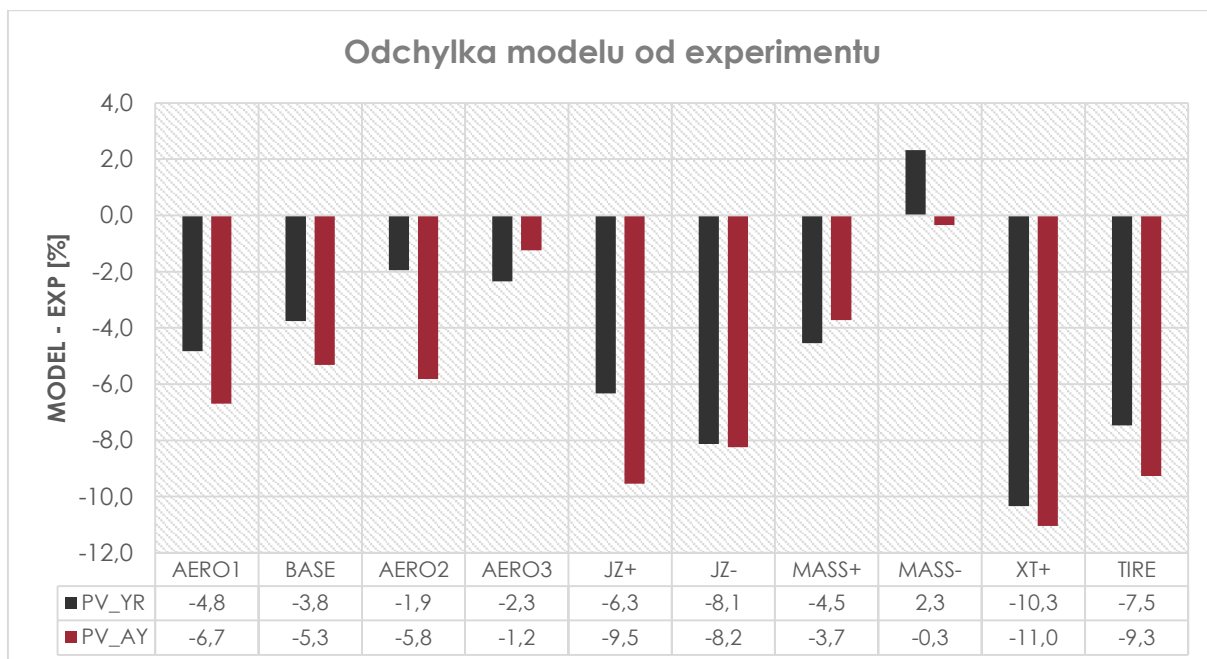
Obdobně, jako v kapitole 9.6, lze provést srovnání výsledků simulace s experimentem. Výsledky se vzájemnými odchylkami jsou uvedeny v Tab. 25.

	EXP PV_YR	EXP PV_AY	MODEL PV_YR	MODEL PV_AY	Δ PV YR	Δ PV YR	Δ PV AY	Δ PV AY
	[°/s]	[m/s ²]	[°/s]	[m/s ²]	[°/s]	[%]	[m/s ²]	[%]
AERO1	2,08	1,04	1,97	0,97	-0,10	-4,82	-0,07	-6,69
BASE	1,75	0,91	1,68	0,86	-0,07	-3,76	-0,05	-5,32
AERO2	1,67	0,90	1,65	0,85	-0,03	-1,95	-0,05	-5,81
AERO3	1,55	0,82	1,51	0,81	-0,04	-2,35	-0,01	-1,24
JZ+	1,78	0,95	1,67	0,86	-0,15	-0,11	-0,09	-9,54
JZ-	1,86	0,97	1,70	0,89	-0,20	-0,15	-0,08	-8,24
MASS+	1,74	0,89	1,65	0,85	-0,12	-0,08	-0,03	-3,72
MASS-	1,82	0,96	1,86	0,95	0,01	0,04	0,00	-0,35
XT+	2,04	1,05	1,83	0,93	-0,25	-0,21	-0,12	-11,05
TIRE	1,80	0,96	1,68	0,88	-0,13	-7,47	-0,09	-9,27

Tab. 25 Výsledné hodnoty modelu s profilem větru s amplitudou a experimentu



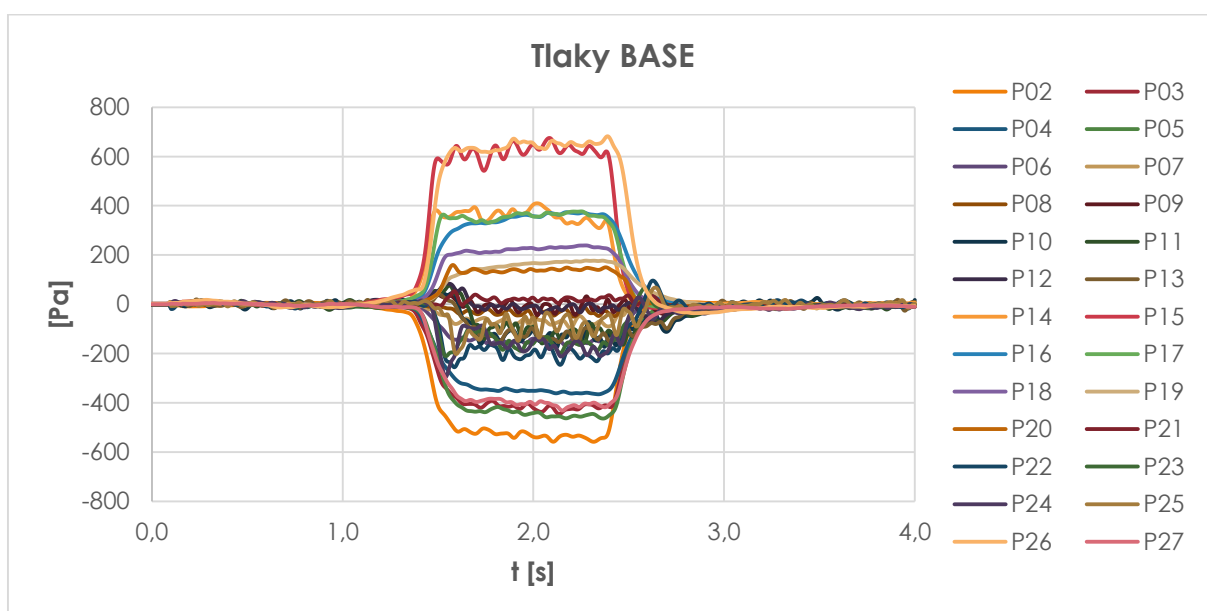
Globální přehled odchylky modelu od technického experimentu pro střední integrální hodnotu rychlosti stažení PV_YR a bočního zrychlení PV_AY vypočtené pro profil větru s amplitudou 4,2 m/s je uveden v Graf 24.



Graf 24 Odchylka modelu s profilem větru s amplitudou od experimentu

Porovnáním výsledků uvedených v Graf 19 a Graf 24 je patrné, že výpočet s amplitudou ve vstupním profilu větru dosáhl lepší shody s experimentem.

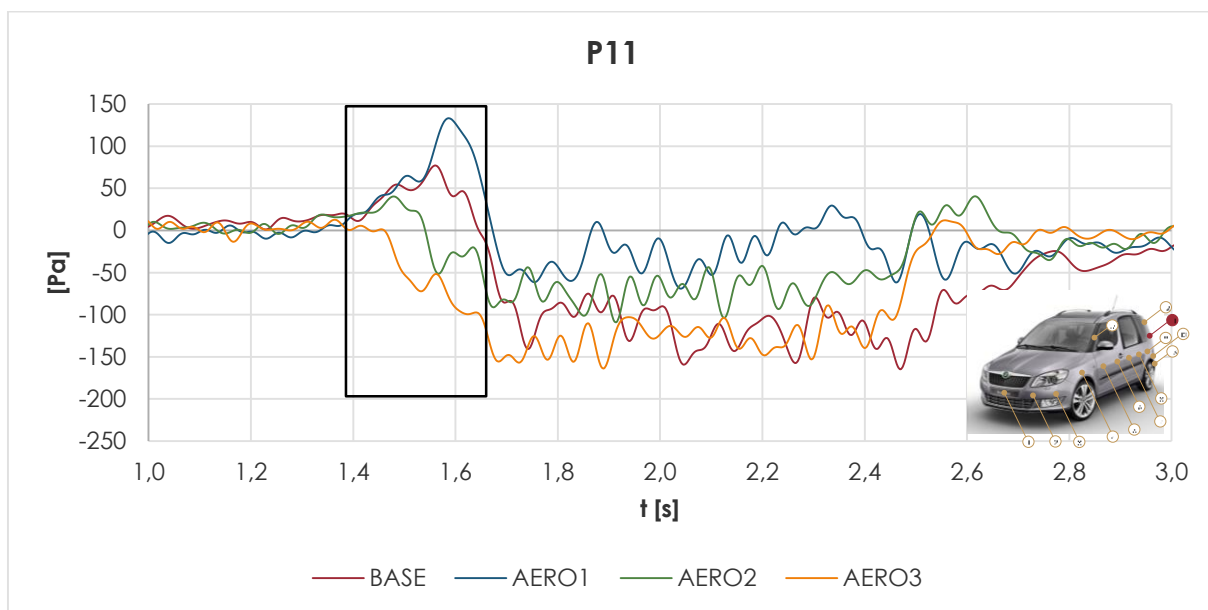
Jak je uvedeno v kapitole 9.2.2.1, na karoserii experimentálního vozidla bylo umístěno 27 odběrných míst pro měření tlaku na povrchu vozidla. Průběhy měřených tlaků varianty BASE jsou uvedeny v Graf 25.



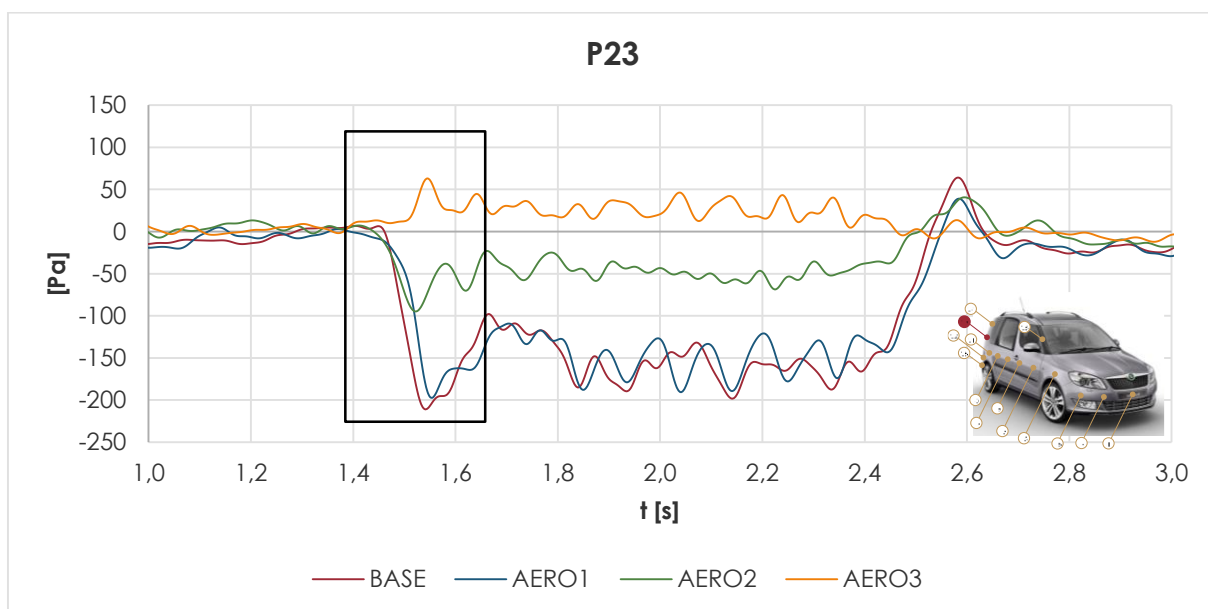
Graf 25 Průběh tlaků na povrchu karoserie varianty BASE



Průběhy tlaků jsou v oblasti přímé jízdy sesazeny na nulovou hladinu tak, aby bylo možné provést přímé porovnání symetricky umístěných snímačů na levé a pravé straně vozidla. Na základě těchto měření jsou získány informace popisující souvislost mezi změnou tlaku na povrchu vozidla způsobenou aerodynamickými prvky úprav AERO1, AERO2 a AERO3 a změnou průběhu rychlosti stáčení. Dle očekávání se úprava AERO1 projevuje především v přední části vozu a na A-sloupcích, naopak varianty AERO2 a AERO3 se projevují především na zádi vozu. Tvzení týkající se úprav AERO2 a AERO3 reprezentují tlaky P10, P11, P12 a P13 na závětrné straně vozidla a P22, P23, P24 a P25 na návětrné straně vozidla. Porovnání průběhu tlaků P11 a P23 pro jednotlivé varianty je v Graf 26 a Graf 27.



Graf 26 Průběh tlaku v bodě 11 - na závětrné straně

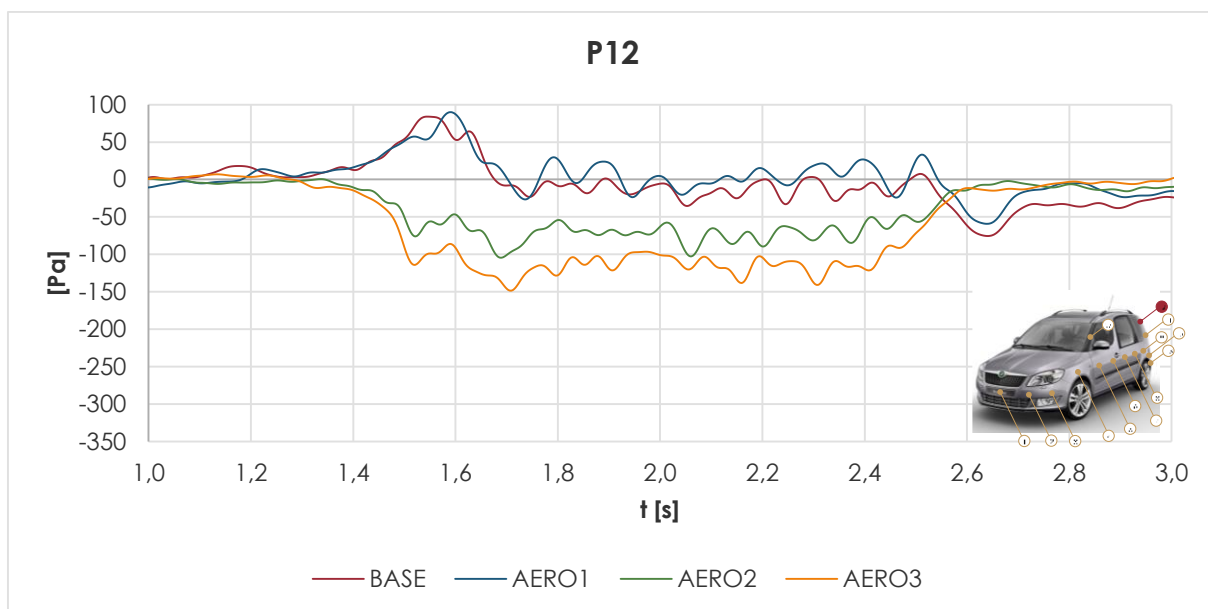


Graf 27 Průběh tlaku v bodě 23 - na návětrné straně

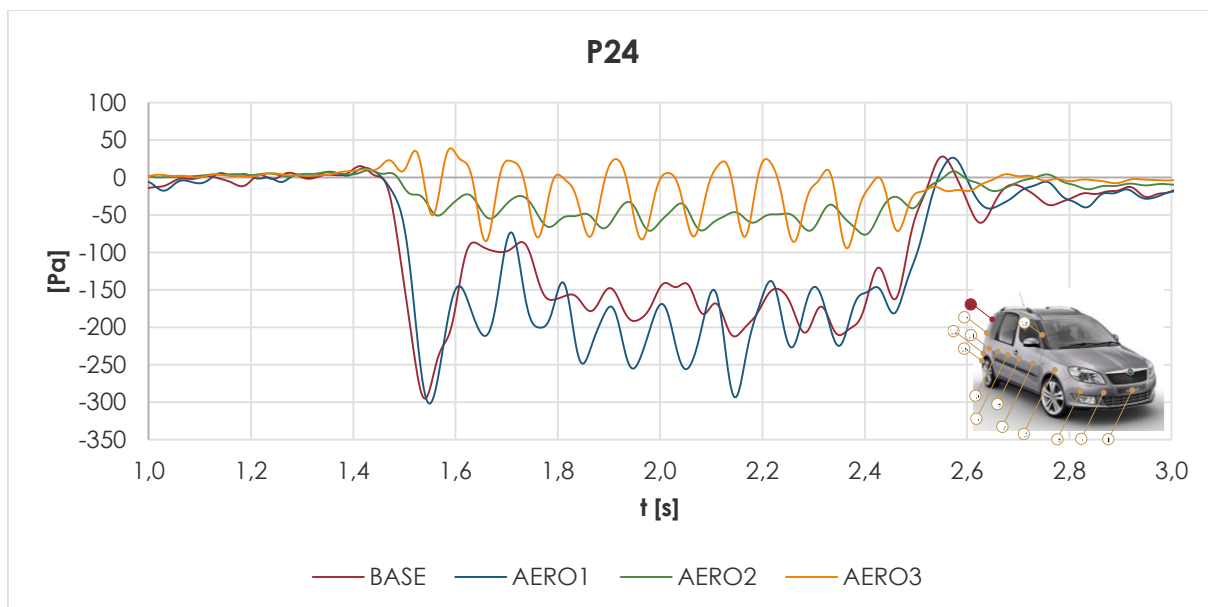
Z uvedených grafů je patrný značný pokles tlaku na návětrné straně pro varianty AERO1 a BASE, současně na závětrné straně dochází k nárůstu tlaku. To znamená, že dochází k navýšení momentu



stáčení a vozidlo je tudíž více citlivé na boční vítr. Naopak v případě varianty AERO2 dochází k menšímu poklesu tlaku, u AERO3 dokonce nárůstu tlaku na návětrné straně a poklesu na závětrné straně. V tomto případě je výsledný moment menší a vozidlo je méně citlivé na boční vítr. Uvedené závěry jsou silnější s výškovou polohou odběrného místa, jinými slovy geometrické úpravy AERO2 a AERO3 fungují lépe blíže střechy karoserie než u zadního nárazníku. To je patrné z Graf 28 a Graf 29.

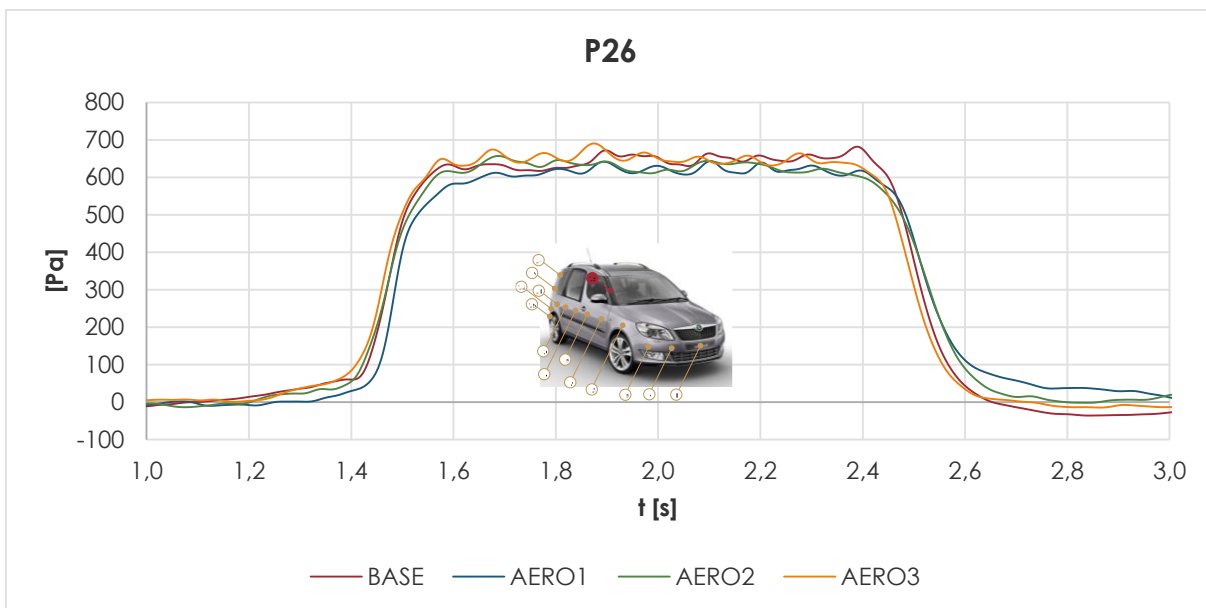


Graf 28 Průběh tlaku v bodě 12 - na závětrné straně

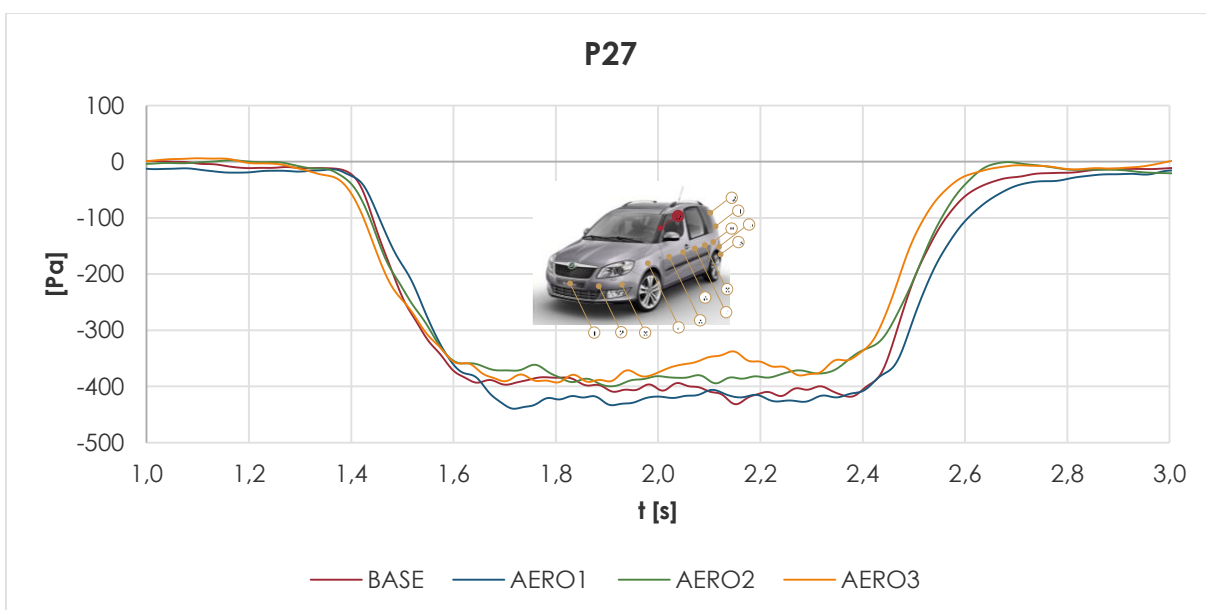


Graf 29 Průběh tlaku v bodě 24 - na návětrné straně

Aerodynamická úprava AERO1 ovlivňuje především tlaky na A-sloupcích, kde jsou umístěny odběry tlaku P26 a P27. V Graf 31 lze pak pozorovat pokles tlaku na závětrné straně P27, což vede k navýšení momentu stáčení.



Graf 30 průběh tlaku v bodě 26 - na návětrné straně



Graf 31 Průběh tlaku v bodě 27 - na závětrné straně



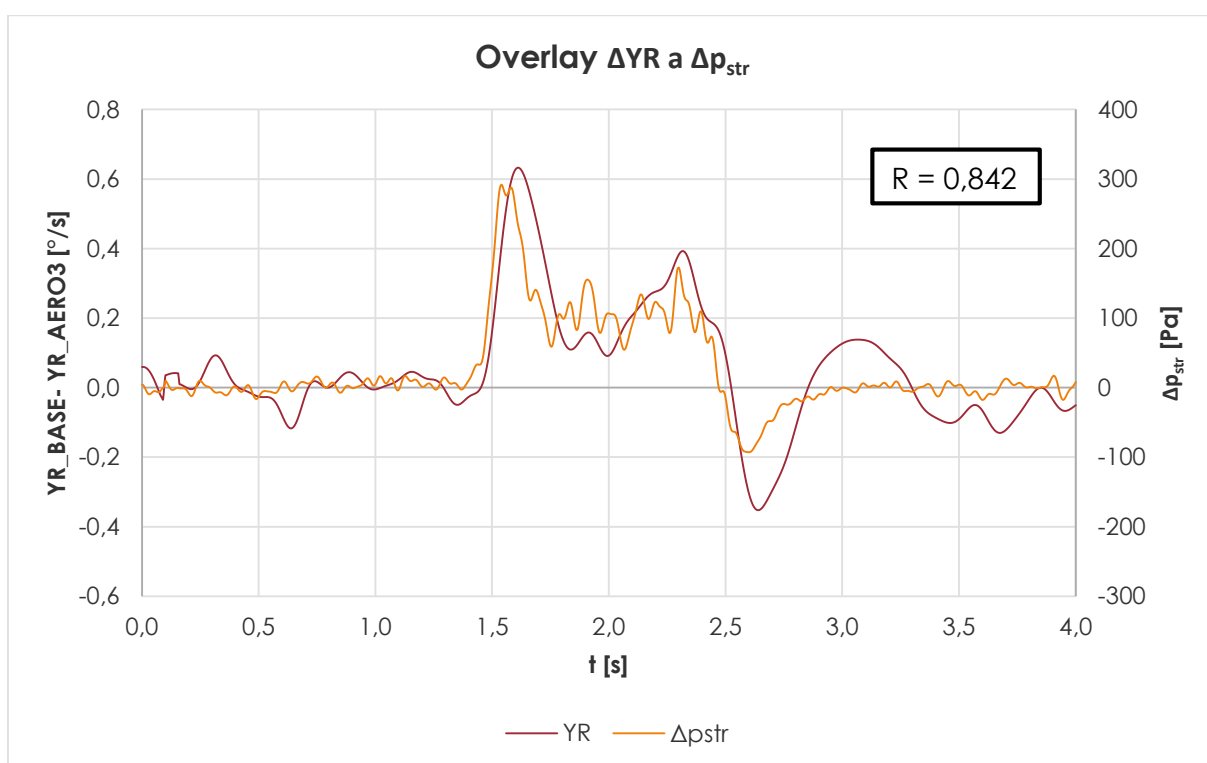
Z výše popsaných závěrů je patrné, že nejlépe lze řídit CBV vhodnými úpravami na zádi vozu. Pokud toto platí, musí existovat i vazba mezi rozdílem tlaků a rychlosti stáčení jednotlivých variant BASE a například AERO3. Střední rozdíl tlaku na zádi vozu Δp_{str} mezi variantami je definován rovnicí (51).

$$\Delta p_{str} = \Delta p_{str}^{Návětrná} - \Delta p_{str}^{Závětrná}$$

$$\Delta p_{str}^{Závětrná} = \frac{\sum_{i=10}^{13} (p_i^{BASE} - p_i^{AERO3})}{4}$$

$$\Delta p_{str}^{Návětrná} = \frac{\sum_{i=21}^{24} (p_i^{BASE} - p_i^{AERO3})}{4}$$
(51)

Rozdíl stáčivé rychlosti vybraných variant poté odpovídá $YR_BASE - YR_AERO3$. Ukázka překrytí rozdílu stáčivé rychlosti a středního tlaku na zádi vozidla je uvedena v Graf 32.



Graf 32 Overlay ΔYR a Δp_{str} variant BASE a AERO3

Výše uvedené porovnání potvrzuje přímou vazbu mezi tlakem na povrchu vozidla na zádi vozu a rychlosti stáčení, tedy citlivostí vozidla na boční vítr. Pro snížení CBV je vhodné opatřit zadní vozidla odtrhovými hranami, nebo ještě lépe aerodynamickými prvky podobným ve variantách AERO2 a AERO3.



11 ZÁVĚR

Citlivost vozidla na boční vítr je oblast jízdní stability, která je v případě osobních vozidel nejvíce závislá na aerodynamice vozidla. Přestože je tato oblast na při vývoji vozidla minoritní, z dlouhodobého hlediska zvyšování bezpečnosti a jízdního komfortu se stává čím dál tím významnější. V případě luxusních vozů s řízením toku momentu (brzdného či hnacího) na jednotlivá kola je možné využít pokročilých elektronických systémů, jako například Mercedes Crosswind Assist. Tento způsob řešení lze považovat za aktivní řešení vzniklé situace při působení bočního větru. Druhou možností, která je oproti asistenčním systémům ekonomicky efektivnější, je vlastní snížení citlivosti vozidla na boční vítr vhodným tvarem karoserie. K tomu je vhodné vytvořit výpočtový nástroj s příslušnou metodikou hodnocení citlivosti vozidla na boční vítr.

Cílem této práce bylo vytvoření metodiky a výpočetního nástroje pro hodnocení CBV. Samotný výpočetní nástroj je postaven na modelu vozidla se dvěma stupni volnosti, viz Obr. 4, doplněným o model aerodynamických sil. Samotné hodnocení vozidla vychází z normy ISO 12021, sledujíc se tedy střední integrální hodnoty momentu stáčení a očního zrychlení, popř. vybočení vozidla v daném čase. Model je sestaven v sw. Matlab a kromě samotných integrálních kritérií jsou výstupy i časové průběhy stavových veličin popisující jízdní dynamiku vozidla.

Samotnou oblastí metodiky hodnocení CBV je zajištění vhodných vstupů do výpočtového modelu, které lze rozdělit na aerodynamické, hmotové a parametry pneumatiky. Aerodynamické parametry vozidla jsou získány měřením v aerodynamickém tunelu, důležité jsou především koeficienty boční síly a stáčivého momentu. Získání hmotnostních parametrů, jako jsou hmotnost vozidla a poloha těžiště v rovině XY, je naprosto triviální, obtížnější je získání momentu setrvačnosti vozidla k ose Z. K tomuto je možné využít měřicí stolici popsanou v kapitole 7.2. V případě parametrů pneumatiky pracuje simulační model s modelem pneumatiky Magic Pacejka MF5.2. Parametry pro tento model je možné získat pouze experimentem na měřicím stavu.

Na základě sestaveného matematického modelu byla v rámci této práce provedena pokročilá citlivostní analýza sledovaných kritérií na jednotlivé vstupní parametry. Tady citlivostní studia je provedena prostřednictvím Response Surface Method s patnácti vstupními parametry. Z výsledků této citlivostní studie lze prohlásit za významné parametry rychlost a směr větru, aerodynamický koeficient momentu stáčení a čelní plochu vozidla. Důležité jsou také celková hmotnost, poloha těžiště vozidla a gradient směrového koeficientu pneumatiky. Téměř zanedbatelné jsou pro hodnocení CBV vztlaky. Na základě této analýzy byla vypočtena chyba modelu způsobená chybou vstupů, která činí 4,8%, což je s ohledem na daný počet vstupů vyhovující.

Jako každá jiná oblast zabývající se výpočetními modely, byla i metodika hodnocení CBV validována technickým experimentem. Experimentální vozidlo vycházelo z modelu Škoda Roomster, který byl opatřený třemi měřicími systémy pro záznam dat popisujících jízdní dynamiku vozidla, měření silových účinků ve stopě pneumatiky všech čtyř kol a měření tlaku na povrchu karoserie. Měření bylo provedeno pro celkem 12 variant vozidla, kde 4 z nich obsahovaly aerodynamické úpravy tvaru vozidla s cílem řídit CBV. Měření proběhlo na polygonu Applus IDIADA ve Španělsku dle ISO 12021. Samotná střední odchylka modelu od experimentu nepřesáhla 9%.

Na základě měření tlaků na povrchu vozidla se současným měřením stáčivé rychlosti byla získána přímá souvislost mezi změnou tlaku na zádi vozidla a změnou stáčivé rychlosti pro jednotlivé aerodynamické varianty, viz Graf 32. Ze získané vazby mezi změnou tlakového pole a průběhem rychlosti stáčení lze doporučit osadit zadní část vozidla odtrhovými hranami nebo aerodynamickými prvky podobným úpravám popsaných v kapitolách 9.3.3 a 9.3.4. Podobné úpravy je možné spatřit na pátých dveřích vozidla Mercedes A, model 2013.



Všechny cíle, které byly vytyčeny na začátku této práce, byly splněny. Jako možným pokračováním této práce by bylo vhodné nahradit vstupy získané měřením v aerodynamickém tunelu výstupem z nestacionární CFD simulace, čímž by došlo k přímému propojení CFD s modelem jízdní dynamiky. Další zajímavá oblast, která se jeví jako vhodná k rozvinutí, je rozsáhlé měření tlaků na povrchu vozidla s cílem získat tlakové pole a přímo určit síly a momenty od aerodynamických účinků v bočním větru. Takto naměřené aerodynamické síly by pak bylo možné porovnat se stavovými veličinami jízdní dynamiky vozidla a na základě tohoto srovnání by bylo možné vytvořit podrobnější model popisující vztah mezi pohybem vozidla a nestacionárními aerodynamickými silovými účinky.



POUŽITÉ INFORMAČNÍ ZDROJE

- [1] HUCHO, Wolf-Heinrich. *Aerodynamics of road Vehicles*. 4 ed. Warrendale: Society of Automotive Engineers, 1998, 918 s. ISBN 0-7680-0029-7.
- [2] PACEJKA, Hans B. *Tyre and vehicle dynamics*. 2nd ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2006, 642 s. ISBN 0-7506-6918-7.
- [3] VLK, František. *Dynamika motorových vozidel* /. vyd. 2. Brno: Prof.Ing.František Vlk,DrSc., nakladatelství a vydavatelství, 2006, 432 s.
- [4] ISO 12021:2010. *Road vehicles -- Sensitivity to lateral wind -- Open-loop test method using wind generator input*. Genève: International Organization for Standardization, 2010.
- [5] ISO 8855:2011. *Road vehicles -- Vehicle dynamics and road-holding ability – Vocabulary*. Genève: International Organization for Standardization, 2011.
- [6] RUIZ, S.; CATALA, A.; PUNSET, A.; ARBIOL, J.; MARI, R. *Multi Body System – Computational Fluid Dynamics (CFD) integration*, 1st MSC ADAMS European User's Conference, London, 2002
- [7] ZENS, Kentaro. *CFD Simulations for the Analysis of Cross-wind Sensitivity of Passenger Cars*, AUDI AG
- [8] GENTA, Giancarlo. *Motor Vehicle Dynamics: Modeling And Simulation*, ISBN: 978-981-02-2911-5
- [9] TSUBOKURA, M.; NAKASHIMA, T.; NOUZAWA, T.; NAKAMURA, T.; KITO, K.; ZHANG, H.; HORI, K.; OSHIMA, N.; KOBAYASHI, T.; *Numerical prediction of Unsteady Aerodynamic Forces on Road Vehicles Using High Performance LES*, Abstract for presentation at FISITA 2008 Conference, Japan, 2008
- [10] KOBAYASHI, N.; YAMADA, M. *Stability of One Box Type Vehicle in a Cross-Wind – An Analysis of Transient Aerodynamic Forces and Moments*, SAE paper 881878, 1988
- [11] ASCHWADEN, P.; MÜLLER, J.; TRAVAGLIO, G-C.; SCHÖNING, T.; *The Influence of Motion Aerodynamics on the Simulation of Vehicle Dynamics*, SAE paper 2008-01-0657, 2008.
- [12] TSUBOKURA, M.; NAKASHIMA, N.; KITAYAMA, M.; IKAWA, Y.; DOH, D-H.; KOBAYASHI, T.; *Large eddy simulation on the unsteady aerodynamic response of a road vehicle in transient crosswinds*, International Journal of Heat and Fluid Flow, 2009
- [13] ČAVOJ, Ondřej. *Výpočet aerodynamických charakteristik vozidla s vybočením*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2012. 66 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Jan Vančura.
- [14] BLAŽÁK, Ondřej. *Analýza měření jízdní dynamiky vozidel s využitím matematického modelování: Vehicle dynamics measurement analysis using mathematical modelling*. 2010. 91 l. Dizertační práce. Vedoucí práce Zdeněk Kaplan.
- [15] TIRE TECHNOLOGY INTERNATIONAL, dostupné z: <http://www.tiretechnologyinternational.com/news.php?NewsID=44914>
- [16] OXTS INERTIAL + GPS, dostupné z: <http://www.oxts.com/default.asp?pageRef=17>



[17] KISTLER, dostupné z: <http://www.kistler.com/>

[18] GOOGLE MAPS, dostupné z: <http://maps.google.cz/>

[19] APPLUS IDIADA, dostupné z: http://www.applusidiada.com/en/service/Test_tracks-1328274864265



SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

A	[N]	Aerodynamický vztlak v AT
AT	-	Aerodynamický tunel
A_y	$[m \cdot s^{-2}]$	Boční zrychlení
$C_{1..C_4}$	$[N \cdot m^{-1}]$	Tuhost pružin stavu měření momentu setrvačnosti
CBV	-	Citlivost vozidel na boční vítr
CC_k	$[N \cdot rad^{-1}]$	Gradient směrového koeficientu
CC_α	$[rad^{-1}]$	Směrový koeficient
CG	-	Těžiště vozidla
CP	-	Střed tlakových sil
C_s	[-]	Součinitel aerodynamické boční síly
C_s	$[N \cdot rad^{-1}]$	Tuhost řízení
C_{sv}, C_{sh}	[-]	Součinitel aerodynamické boční síly kol přední, zadní nápravy
C_w	[-]	Součinitel aerodynamického odporu
C_α	$[N \cdot rad^{-1}]$	Směrová tuhost pneumatiky
$d^2\psi/dt^2$	$[rad \cdot s^{-2}]$	Stáčivé zrychlení
d^{AeroIn}	[-]	Koeficient strmosti nárůstu aerodynamických sil
$d^{AeroOut}$	[-]	Koeficient strmosti poklesu aerodynamických sil
$d\psi/dt$	$[rad \cdot s^{-1}]$	Rychlost stáčení
e	[m]	Aerodynamické rameno
F	$[m^2]$	Čelní plocha vozidla
F_X^{Aero}	[N]	Aerodynamická odporová síla
F_{XTr}, F_{XTr}	[N]	Podélné síly ve stopě pneumatiky předních, zadních kol
F_Y^{Aero}	[N]	Aerodynamická boční síla
F_{YTr}, F_{YTr}	[N]	Příčné síly ve stopě pneumatiky předních, zadních kol
F_Z^{Aero}	[N]	Aerodynamická vztlaková síla
F_{ZTr}, F_{ZTr}	[N]	Svislé síly ve stopě pneumatiky předních, zadních kol
i_s	[-]	Převod řízení
I_z	$[kg \cdot m^2]$	Moment setrvačnosti vozidla k ose Z
L	[N]	Aerodynamický moment klopení v AT
l	[m]	Rozvor kol
l_f	[m]	Vzdálenost těžiště od přední nápravy
l_r	[m]	Vzdálenost těžiště od zadní nápravy
M	[N]	Aerodynamický moment klonění v AT
m	[kg]	Hmotnost vozidla
M_X^{Aero}	[Nm]	Aerodynamický moment klopení
M_{XT}	[Nm]	Klopný moment na kole
M_Y^{Aero}	[Nm]	Aerodynamický moment klonění
M_{YT}	[Nm]	Moment valivého odporu
M_Z^{Aero}	[Nm]	Aerodynamický moment stáčení
M_{ZT}	[Nm]	Vratný moment
N	[N]	Aerodynamický moment stáčení v AT
n_k	[m]	Konstrukční závlek
n_t	[m]	Závlek pneumatiky
PV_AY	$[m \cdot s^{-2}]$	Střední integrální hodnota bočního zrychlení



PV_YR	[rad·s ⁻¹]	Střední integrální hodnota rychlosti stáčení
q _∞	[Pa]	Dynamický tlak v tunelu
S	[N]	Aerodynamická boční síla v AT
T _c	[s]	Perioda kmitu celku (plošina + vozidlo)
T _p	[s]	Perioda kmitu plošiny
v	[m·s ⁻¹]	Rychlost vozidla
v _{res}	[m·s ⁻¹]	Rychlost výsledného proudu vzduchu
v _{WIND}	[m·s ⁻¹]	Rychlost proudění v aerodynamickém tunelu
v _x	[m·s ⁻¹]	Podélná rychlost vozidla
v _y	[m·s ⁻¹]	Příčná rychlost vozidla
W	[N]	Aerodynamický odpor v AT
w	[m·s ⁻¹]	Rychlost větru
x _{CG}	[m]	Vzdálenost těžiště od poloviny rozvoru
x _{CG} ^{rel}	[-]	Relativní vzdálenost těžiště od poloviny rozvoru
γ	[m]	Vybočení vozidla
γ _{CG}	[m]	Vzdálenost těžiště od roviny symetrie vozidla
α	[rad]	Směrová úchylka na kole
β	[rad]	Směrové úchylka v těžišti vozidla
γ	[rad]	Odklon kola
δ _f , δ _r	[rad]	Úhel rejdu předních, zadních kol
δ _H	[rad]	Úhel natočení volantu
θ	[rad]	Úhel klonění
κ	[rad]	Podélný skluz kola
μ	[rad]	Úhel vektoru výsledného proudu vzduchu
τ	[rad]	Úhel náběhu větru
φ	[rad]	Úhel klopení
ψ	[rad]	Úhel stáčení



SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1 Souřadný systém vozidla	13
Obr. 2 Eulerovy úhly yaw, pitch a roll	14
Obr. 3 Základní schéma zkoušky CBV	16
Obr. 4 Silová rovnováha jednostopého modelu s aerodynamickým zatížením	18
Obr. 5 Odvození velikosti úhlu natočení vozidla a výslednice proudu vzduchu	20
Obr. 6 Vztah mezi aerodynamickým zatížením v souřadném systému AT a CG	21
Obr. 7 Kinematika jednostopého modelu	29
Obr. 8 Výpočet střední integrální hodnoty stavové veličiny	31
Obr. 9 Zjednodušené blokové schéma výpočetního programu	32
Obr. 10 Zkušební stav pro měření momentu setrvačnosti	37
Obr. 11 Zkušební stolice pneumatik MTS Flat Track [15].....	38
Obr. 12 Ukázka náhradní plochy citlivostní analýzy.....	42
Obr. 13 Ukázka možných design space metody CCD	43
Obr. 14 Citlivost kritéria PV_YR na vstupní parametry modelu	47
Obr. 15 Citlivost kritéria PV_AY na vstupní parametry modelu.....	47
Obr. 16 Citlivost kritéria Offtrack na vstupní parametry modelu	49
Obr. 17 Experimentální vozidlo - zalepení vstupů do motorového prostoru	51
Obr. 18 Blokové schéma zapojení měřicí techniky v experimentálním vozidle.....	52
Obr. 19 Měřicí systém Multidata Integra.....	53
Obr. 20 Inerciální platforma s GPS RT3100 [16].....	54
Obr. 21 Umístění GPS antény na střeše vozidla	55
Obr. 22 Měřicí volant, informační display řidiče.....	56
Obr. 23 Měřicí systém IMC Cronos	57
Obr. 24 Schéma umístění odběrných míst tlaku na povrchu vozidla.....	58
Obr. 25 Schéma jednotlivých částí měřicích kol Kistler RoaDyn S625 [17]	59
Obr. 26 Měřicí kolo a ústředna Aditec	60
Obr. 27 Aerodynamické nastavení konfigurace Base	62
Obr. 28 Rozmístění závaží konfigurace Base	62
Obr. 29 Aerodynamické nastavení konfigurace Aero 1	63
Obr. 30 Rozmístění závaží konfigurace Aero 1.....	63
Obr. 31 Aerodynamické nastavení konfigurace Aero 2	64
Obr. 32 Rozmístění závaží konfigurace Aero 2.....	64
Obr. 33 Aerodynamické nastavení konfigurace Aero 3	65
Obr. 34 Rozmístění závaží konfigurace Aero 3.....	65
Obr. 35 Umístění závaží hmotnostní varianty Mass+.....	66
Obr. 36 Umístění závaží hmotnostní varianty Mass-	66
Obr. 37 Umístění závaží hmotnostní varianty CG+	67
Obr. 38 Umístění závaží hmotnostní varianty CG-.....	67
Obr. 39 Umístění závaží hmotnostní varianty Iz+	68
Obr. 40 Umístění závaží hmotnostní varianty Iz-	68
Obr. 41 Pohled na Applus IDIADA proving ground, detail ventilátorů pro CBV [18]	73
Obr. 42 Schematický popis Dynamic Platform A [19]	73
Obr. 43 Řada ventilátorů - ilustrační obrázek – propagační materiál [19].....	74
Obr. 44 Rastr měření rychlostního pole od ventilátorů	74



SEZNAM GRAFŮ A TABULEK

Graf 1 Fázový posun rychlosti větru	22
Graf 2 Koeficient strmosti nárůstu aerodynamických sil	23
Graf 3 Koeficient strmosti poklesu aerodynamických sil	24
Graf 4 Závislost boční síly na směrové úchylce	26
Graf 5 Závislost směrové tuhosti na zatížení pneumatiky	27
Graf 6 Porovnání aerodynamických koeficientů pro různé rychlosti vzduchu	35
Graf 7 Vliv rychlosti měření v tunelu na kritéria CBV	36
Graf 8 Profil rychlostního pole od ventilátorů	39
Graf 9 Časové průběhy stavových veličin	40
Graf 10 Směrový koeficient pneumatiky	45
Graf 11 Průběh stáčivého zrychlení	48
Graf 12 Srovnání pneumatik variant BASE a TIRE	69
Graf 13 Koeficient momentu stáčení pro aerodynamické konfigurace	70
Graf 14 Koeficient boční síly pro aerodynamické konfigurace	70
Graf 15 Koeficient vztlaku na přední nápravě pro aerodynamické konfigurace	71
Graf 16 Koeficient vztlaku na zadní nápravě pro aerodynamické konfigurace	71
Graf 17 Koeficient aerodynamického odporu pro aerodynamické konfigurace	72
Graf 18 Výpočet offsetu měřeného signálu	75
Graf 19 Odchylka modelu od experimentu	76
Graf 20 Korelace varianty BASE	77
Graf 21 Výsledky simulace, YR	78
Graf 22 Výsledky experimentu, YR	78
Graf 23 Profil větru s amplitudou	79
Graf 24 Odchylka modelu s profilem větru s amplitudou od experimentu	80
Graf 25 Průběh tlaků na povrchu karoserie varianty BASE	80
Graf 26 Průběh tlaku v bodě 11 - na závětrné straně	81
Graf 27 Průběh tlaku v bodě 23 - na návětrné straně	81
Graf 28 Průběh tlaku v bodě 12 - na závětrné straně	82
Graf 29 Průběh tlaku v bodě 24 - na návětrné straně	82
Graf 30 průběh tlaku v bodě 26 - na návětrné straně	83
Graf 31 Průběh tlaku v bodě 27 - na závětrné straně	83
Graf 32 Overlay ΔYR a Δp_{str} variant BASE a AERO3	84
Tab. 1 Definice Eulerových úhlů	13
Tab. 2 Aerodynamické síly, momenty a koeficienty dle standardu VW	15
Tab. 3 Měřené veličiny manévru CBV dle ISO 12021	17
Tab. 4 Vstupní a výstupní veličiny Magic Formula	25
Tab. 5 Vstupní parametry matematického modelu	33
Tab. 6 Přehled měřených pneumatik	39
Tab. 7 Mezní hodnoty vyšetřovaného design space	44
Tab. 8 Chyba simulačního modelu s příspěvky od jednotlivých parametrů	50
Tab. 9 Popis kanálů ústředny Multidata Integra	53
Tab. 10 Parametry inerciální platformy s GPS RT3100	54
Tab. 11 Parametry měřicího volantu	56
Tab. 12 Parametry tlakových snímačů	58
Tab. 13 Parametry snímače vzdálenosti	58
Tab. 14 Parametry měřících kol	60
Tab. 15 Přehled měřených konfigurací se změnami hmotnostních parametrů vozidla	61



Tab. 16 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Base.....	62
Tab. 17 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Aero 1.....	63
Tab. 18 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Aero 2.....	64
Tab. 19 Hmotnostní a konstrukční parametry konfigurace Aero 3.....	65
Tab. 20 Hmotnostní parametry variant Mass+ a Mass-.....	66
Tab. 21 Hmotnostní parametry variant CG+ a CG-	67
Tab. 22 Hmotnostní parametry variant Iz+ a Iz-.....	68
Tab. 23 Výsledné hodnoty sledovaných kritérií simulace a experimentu.....	77
Tab. 24 Koeficient korelace validovaných variant.....	78
Tab. 25 Výsledné hodnoty modelu s profilem větru s amplitudou a experimentu	79



PŘÍLOHA B – VÝSTUPNÍ PROTOKOL VÝPOČTU CBV

CASENAME: SK258-BASE-FY
DATE: 04-Mar-2013
MODEL VERSION: 2.01
METHOD: Crosswind Sensitivity

-----OUTPUT DATA-----
PULSE VALUE YR: 1.638 deg/s
TARGET PV YR: 1.880 deg/s
MARGIN PV YR: -12.90 %
Rating PV_YR: PV YAW RATE OK
PULSE VALUE AY: 0.830 deg/s
TARGET PV AY: 0.860 deg/s
MARGIN PV AY: -3.49 %
Rating PV_AY: PV LATERAL ACCELERATION OK
OFFTRACK: 1.770 m
TARGET OFFTRACK: 1.920 m
MARGIN OFFTRACK: -7.81 %
Rating Offtrack: OFFTRACK OK
TARGET RATING: OK - TARGET ACHIEVED
Mass Warning: OK
AeroData Warning: Aerodynamic data OK

-----INPUT FILES-----
AeroFile: aero_BASE.csv
MassFile: hmot_BASE.csv
TargetFile: CBV-Targets.csv
TestFile: CBV-Test-properties.csv
TireFile: Continental_Contipremium_195_55R15_85H_0.2.mat

-----INPUT MASS DATA-----
mF: 1003.000 kg
mR: 752.000 kg
Jz: 2708.400 kg*m²
WB: 2.621 m
mV: 1755.000 kg
a: 1.123 m
b: 1.498 m
xcg: 0.07151 -
grav: 9.80665 m/s²



-----INPUT TEST DATA-----

fan count: 10.000 -
 avg fan velocity: 12.000 m/s
 ampl fan velocity: 0.000 m/s
 fan angle: 90.000 deg

-----INPUT AERO DATA-----

Face area A: 2.390 m²

BETA	VWIND	QA	csv	csh	cn	cav	cah
deg	km/h	Pa	-	-	-	-	-
-35.0	139.6	883.8	-0.926	-0.461	-0.233	0.351	0.383
-30.0	139.7	884.5	-0.819	-0.393	-0.213	0.252	0.298
-25.0	139.6	883.7	-0.699	-0.331	-0.184	0.178	0.230
-20.0	139.7	884.0	-0.569	-0.256	-0.157	0.119	0.181
-15.0	139.6	883.3	-0.431	-0.168	-0.132	0.062	0.138
-10.0	139.6	883.1	-0.286	-0.093	-0.097	0.028	0.140
-5.0	139.7	883.4	-0.140	-0.038	-0.051	0.008	0.129
0.0	139.6	882.7	0.006	0.007	0.000	0.010	0.124
5.0	139.5	881.7	0.151	0.041	0.055	0.011	0.132
10.0	139.6	881.5	0.291	0.096	0.098	0.024	0.129
15.0	139.5	880.9	0.433	0.168	0.132	0.062	0.131
20.0	139.5	880.9	0.569	0.254	0.157	0.129	0.181
25.0	139.5	880.7	0.697	0.328	0.184	0.189	0.227
30.0	139.6	880.8	0.813	0.402	0.205	0.263	0.286
35.0	139.6	881.1	0.923	0.481	0.221	0.365	0.372

-----COMPUTATION INFO-----

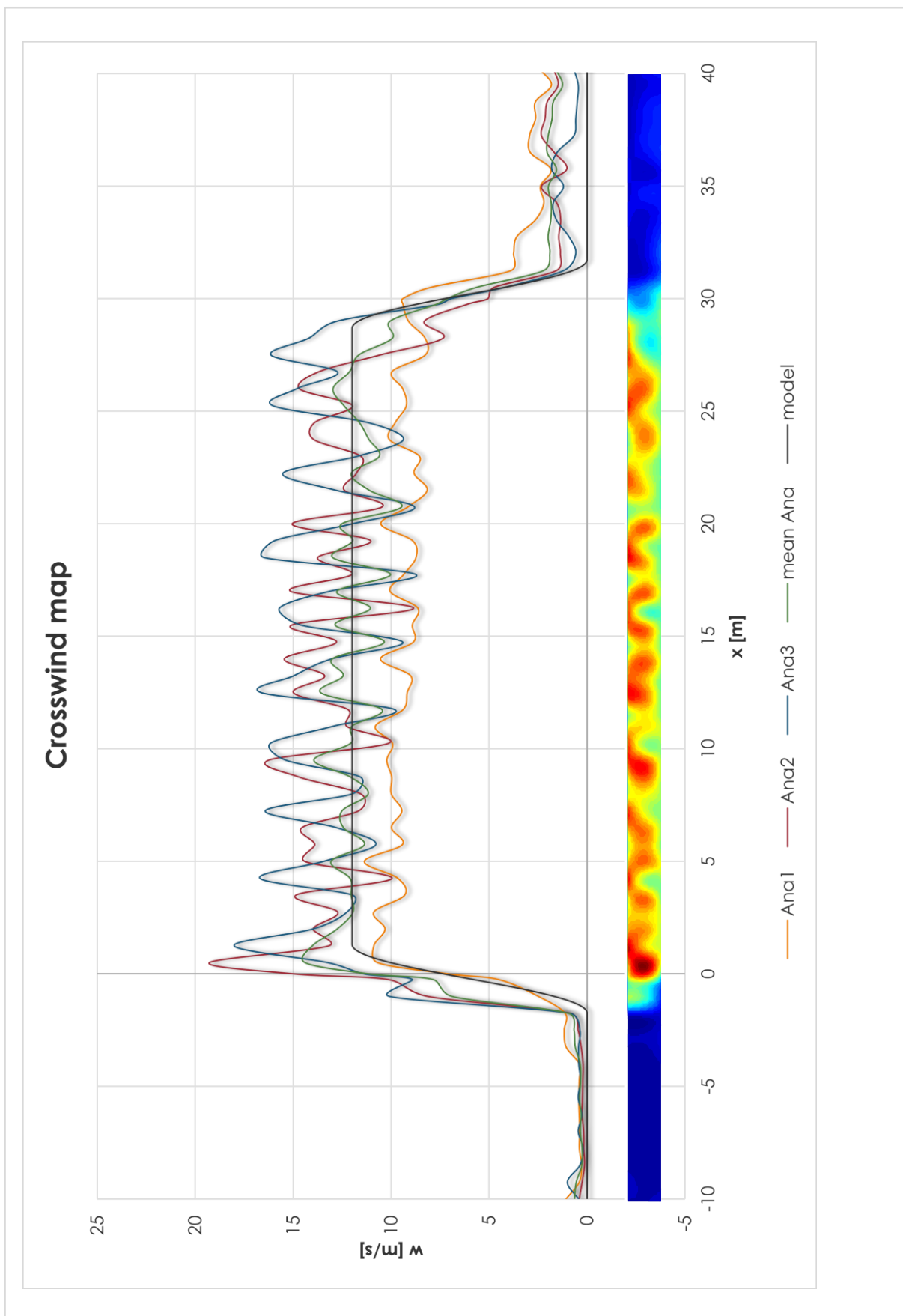
SOLVER

Name: MATLAB
 Version: 7.9
 Release: (R2009b)
 Version date: 29-Jun-2009

Start Time: 04-Mar-2013 10:53:54
 Computation Time: 56.17 seconds



PŘÍLOHA C – RYCHLOSTNÍ POLE VENTILÁTORŮ





PŘÍLOHA D – SROVNÁNÍ MODELU S MĚŘENÍM

