

Računalno modeliranje homogenoga atmosferskog graničnog sloja uz primjenu dodatne masene sile

Cindori, Mihael

Doctoral thesis / Disertacija

2021

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

Permanent link / Trajna poveznica: <https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:561089>

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

Download date / Datum preuzimanja: **2025-04-03**

Repository / Repozitorij:

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





Sveučilište u Zagrebu
Fakultet strojarstva i brodogradnje

Mihael Cindori

**RAČUNALNO MODELIRANJE
HOMOGENOGA ATMOSFERSKOG
GRANIČNOG SLOJA UZ PRIMJENU
DODATNE MASENE SILE**

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2021.



Sveučilište u Zagrebu
Fakultet strojarstva i brodogradnje

Mihael Cindori

**RAČUNALNO MODELIRANJE
HOMOGENOGA ATMOSFERSKOG
GRANIČNOG SLOJA UZ PRIMJENU
DODATNE MASENE SILE**

DOKTORSKI RAD

Mentor:
Prof. dr. sc. Ivo Džijan

Zagreb, 2021.



University of Zagreb
Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture

Mihael Cindori

**COMPUTATIONAL MODELING OF THE
BODY FORCE-DRIVEN
HOMOGENEOUS ATMOSPHERIC
BOUNDARY LAYER**

DOCTORAL DISSERTATION

Supervisor:
Prof. Ivo Džijan, PhD

Zagreb, 2021.

BIBLIOGRAFSKI PODATCI

UDK: 551.5533.6

Ključne riječi: Aerodinamika okoliša; Računalno vjetroinženjerstvo; RANS modeliranje turbulencije; Atmosferski granični sloj; Dodatna masena sila; Opterećenje zgrade uslijed strujanja jakog vjetra; Brdoviti teren; Neaktivna turbulencija; Uzdignuta zgrada; Udobnost pješaka uslijed strujanja jakog vjetra; OpenFOAM®.

Znanstveno područje: TEHNIČKE ZNANOSTI

Znanstveno polje: Strojarsstvo

Institucija: Fakultet strojarstva i brodogradnje

Mentor: Prof. dr. sc. Ivo Džijan

Broj stranica: 218

Broj slika: 62

Broj tablica: 24

Broj referenci: 176

Datum obrane: 23.12.2021.

Članovi povjerenstva za ocjenu i obranu doktorskog rada:

Prof. dr. sc. Hrvoje Kozmar – predsjednik

Prof. dr. sc. Željko Tuković – član

Dr. sc. Franjo Juretić – vanjski član

Arhiva: Fakultet strojarstva i brodogradnje

PREDGOVOR

Novi računalni model i rezultati prikazani u ovom radu temelje se na istraživanjima objavljenima u sljedećim CC/SCI (WoS) znanstvenim radovima:

- [1] Cindori M., Juretić F., Kozmar H., Džijan I. (2018) *Steady RANS model of the homogeneous atmospheric boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 173, 289–301.
- [2] Cindori M., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2020) *The Atmospheric Boundary Layer Above Generic Hills: Computational Model of a Unidirectional Body Force–Driven Flow*. Boundary–Layer Meteorology 176, 159–196.
- [3] Cindori M., Čajić P., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2022) *A comparison of major steady RANS approaches to engineering ABL simulations*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 221, 104867, <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2021.104867>.

ZAHVALA

Hrvatskoj zakladi za znanost hvala na potpori istraživačkog projekta HRZZ-IP-2016-06-2017 (WESLO), u okviru kojeg je izrađen ovaj doktorski rad.

Zahvaljujem se svom mentoru prof. dr. sc. Ivi Džijanu na svim komentarima i svojoj pomoći koju mi je pružio tijekom izrade ovog doktorskog rada. Hvala mu i na pomoći i savjetima koje mi je pružio tijekom rada u nastavi kolegija Mehanika fluida, Mehanika fluida I, Mehanika fluida K i Mehanika fluida II, na Zavodu za mehaniku fluida Fakulteta strojarstva i brodogradnje. Ta mi je pomoć i ti su mi savjeti uvelike pomogli u poboljšanju nastavničkih sposobnosti, radu sa studentima i razumijevanju gradiva spomenutih kolegija. Najviše mu se zahvaljujem na silnom razumijevanju za moje mnogobrojne izgovore i kašnjenja. A njih je bilo mnogo (a bit će ih sigurno i još!).

Neizmjereno sam zahvalan i prof. dr. sc. Hrvoju Kozmaru na tome što me je uveo u svijet računalnog vjetroinženjerstva, a posebno na tome što sam uz njega neizmjereno puno toga naučio o procesu objavljivanja znanstvenih radova u najboljim znanstvenim časopisima. Bez njegovog stalnog poticanja i ustrajnosti na mome znanstvenom radu ovaj doktorski rad bi danas sigurno bio siromašniji sadržajem. Puno mu hvala i na tome što mi je svojim nesebičnim zalaganjem otvorio vrata sudjelovanja na najutjecajnijim međunarodnim konferencijama kojima su teme iz područja vjetroinženjerstva. Tamo sam, osim što sam puno toga naučio i što sam „vidio svijeta“, upoznao zanimljive ljude i nadasve se dobro zabavio.

Puno hvala dr. sc. Franji Juretiću, osobi koja mi je bila mentor na izradi diplomskog rada, na njegovom silnom trudu i savjetima vezanim uz računalno modeliranje strujanja u atmosferskom graničnom sloju. Njegovi su mi savjeti i poznavanje računalne dinamike fluida bili neizmjereno korisni, a iz naših sam zajedničkih razgovora jako puno naučio. Ne mogu se ovom prilikom ne prisjetiti da je upravo on jedan od „glavnih krivaca“ zbog kojih sam odlučio primiti se doktorskog istraživanja i pozabaviti se razvojem novog računalnog modela za simulaciju strujanja inženjerskog atmosferskog graničnog sloja. Onog modela čije je temeljne pretpostavke postavio upravo on. Franjo, hvala ti!

Ne mogu ovom prilikom ne sjetiti se i ostalih profesora i docenata sa Zavoda za mehaniku fluida, prof. dr. sc. Zdravka Viraga, prof. dr. sc. Maria Šavara i doc. dr. sc. Severina Krizmanića. Mnogi neformalni razgovori s njima su unaprijedili moje stručno znanje iz područja mehanike fluida, ali i inženjerstva općenito. Puno im hvala na tome!

Mojim sadašnjim i bivšim kolegicama i kolegama iz sobe 613, Vedrani Markučić, mag. ing. mech., dr. sc. Andriji Buljcu i dr. sc. Ivanu Koradeu neizmjereno hvala na svakom osmijehu i svim onim zabavnim situacijama tijekom našeg zajedničkog boravka u uredu. Hvala im puno i na tome što su mi nesebično pomagali u mojim nastavnim obvezama, a kada je za to bilo potrebe.

Jednu osobu nikako ne mogu zaboraviti. Hvala našoj tajnici (koja je puno više od toga) Ivani Lakićević na svakom razgovoru i svakom „trač partiju“, bio on za vrijeme ili van radnog vremena. Hvala joj i na svojoj nesebičnoj pomoći oko izrade nastavnih materijala. Toga je bilo još puno više i ova bi zahvala u mnogočemu mogla biti posvećena samo njezinom učešću. Ivana, od srca ti hvala!

Od srca zahvaljujem i ostalim kolegama s Fakulteta strojarstva i brodogradnje. Hvala Luki Balatincu, mag. ing. mech. na našim zajedničkim kavama. Hvala kolegama Ivanu Batistiću, mag. ing. mech. i Danijelu Bosnaru, mag. ing. mech. na našim zajedničkim razgovorima u njihovom uredu. Hvala Bruni Dogančiću, mag. ing. mech. na našim često dugim razgovorima u njegovom uredu. Veliko hvala i Robertu Surmi, mag. ing. mech. na našim zajedničkim druženjima. A najviše hvala mom kolegi i dugogodišnjem prijatelju dr. sc. Damjanu Čakmaku. Damjane, naše priče i druženja pamtit ću zauvijek, a tvoje strpljivo slušanje mojih problema često je bilo melem za dušu. Bio si mi podrška i inspiracija, a bez tebe moj rad na doktorskom istraživanju sigurno ne bi bio tako uspješan. Hvala ti!

Možda će biti malo neuobičajeno, ali ovim putem se moram zahvaliti i našem najboljem komičaru Željku Pervanu i njegovoj ekipi iz Večernje škole. Njihove su me šale i pošalice iz mnogih epizoda te legendarne humoristične emisije zabavljale tijekom dugih večeri i noći koje sam potrošio na pisanje znanstvenih radova ili pak na pripremu nastave. Isto vrijedi i za fenomenalne intervjuje Podcasta Inkubator i Podcasta Velebit koje sam u tim trenucima preslušao.

I na kraju, apsolutno najveću zahvalnost želim izraziti mojoj zaručnici Valentini, mojem djedu Rudolfu i mojoj pokojnoj baki Anđeli. Valentini hvala na njenom razumijevanju i svojoj podršci koju mi je pružila tijekom onog silnog slobodnog vremena koje nisam proveo s njom. Djedu Rudolfu hvala na svim jutarnjim buđenjima i svakoj skuhanjoj kavi tijekom studentskih dana. Baki Anđeli hvala na tome što me naučila čitati, pisati, zbrajati, oduzimati, množiti i dijeliti. Bez njene ljubavi i ustrajnosti danas sigurno ne bih bio ovdje. Ovaj rad prvenstveno je posvećen njima!

*U Zagrebu dana 24.10.2021. godine,
Mihael Cindori*

Baki Anđeli i djedu Rudolfu

SADRŽAJ

SADRŽAJ	i
POPIS SLIKA.....	v
POPIS TABLICA.....	xiii
POPIS OZNAKA.....	xv
POPIS SKRAĆENICA	xxvii
SAŽETAK.....	xxix
PROŠIRENI SAŽETAK.....	xxxii
EXTENDED ABSTRACT	xxxix
1. UVOD	1
1.1. Metode istraživanja u vjetroinženjerstvu	2
1.2. Računalno vjetroinženjerstvo.....	3
1.3. Pregled dosadašnjih istraživanja iz područja računalnog modeliranja inženjerskog atmosferskog graničnog sloja	7
1.4. Znanstveni doprinos doktorskog istraživanja	16
1.5. Pregled rada	17
2. MATEMATIČKO MODELIRANJE STRUJANJA U NEUTRALNO TEMPERATURNOM STRATIFICIRANOM, STACIONARNOM I HOMOGENOM ATMOSFERSKOM GRANIČNOM SLOJU	19
2.1. Jednadžbe strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju	19
2.2. Matematički modeli strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju	26
2.2.1. Model izveden metodom asimptotske teorije sličnosti	26
2.2.2. Deaves-Harrisov model za jake vjetrove.....	32
2.2.3. Zakon potencije	37
3. RAČUNALNO MODELIRANJE INŽENJERSKOG ATMOSFERSKOG GRANIČNOG SLOJA	39
3.1. Jednadžbe strujanja i modeliranje turbulencije u inženjerskom atmosferskom graničnom sloju.....	41
3.2. Modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenu	52
3.2.1. Zidna funkcija temeljena na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine	52
3.2.2. Zidna funkcija temeljena na Nikuradseovoj hrapavosti	54

3.2.3. Standardna zidna funkcija kojom se modelira strujanje uz glatku nepropusnu stijenu (bez površinske hrapavosti)	57
3.3. Postojeći računalni modeli inženjerskog atmosferskog graničnog sloja	58
3.3.1. Računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje smična sila	61
3.3.2. Računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka.....	64
4. RAČUNALNI MODEL INŽENJERSKOG ATMOSFERSKOG GRANIČNOG SLOJA U KOJEM STRUJANJE UZROKUJE DODATNA MASENA SILA	71
4.1. Računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila konstantnog iznosa.....	72
4.2. Novi računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini	73
4.2.1. Fizikalna interpretacija dodatne masene sile promjenjive po visini.....	76
4.2.2. Rubni uvjeti za računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini.....	79
5. PRIPREMA RAČUNALNIH SIMULACIJA.....	83
5.1. Opterećenje zgrade uslijed strujanja vjetra	83
5.1.1. Utjecaj dodatne masene sile promjenjive po visini na opterećenje modela zgrade uslijed strujanja vjetra	84
5.1.1.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	84
5.1.1.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade.....	91
5.1.2. Utjecaj računalnih modela inženjerskog atmosferskog graničnog sloja i korištenih modela turbulencije na opterećenje modela zgrade.....	96
5.1.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	96
5.1.2.1.1. Modeliranje strujanja uzrokovanog smičnom silom	97
5.1.2.1.2. Modeliranje strujanja uzrokovanog silom gradijenta tlaka	98
5.1.2.1.3. Modeliranje strujanja uzrokovanog dodatnom masenom silom promjenjivom po visini	99
5.1.2.1.4. Procjena pogrešaka homogenosti strujanja i pogrešaka tehnike generiranja strujanja.....	100
5.1.2.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade oblika kocke	102
5.2. Strujanje inženjerskog atmosferskog graničnog sloja iznad brdovitog terena.....	105
5.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	106
5.2.2. Modeliranje strujanja inženjerskog atmosferskog graničnog sloja iznad brda jednostavne geometrije	109
5.3. Procjena udobnosti pješaka uslijed strujanja vjetra oko uzdignute zgrade.....	114
5.3.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni.....	115
5.3.1.1. Modeliranje strujanja uzrokovanog smičnom silom	117
5.3.1.2. Modeliranje strujanja uzrokovanog silom gradijenta tlaka	117

5.3.1.3. Modeliranje strujanja uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini	118
5.3.1.4. Procjena pogrešaka homogenosti strujanja i pogrešaka tehnike generiranja strujanja.....	120
5.3.2. Modeliranje strujanja oko uzdignute zgrade	121
6. REZULTATI RAČUNALNIH SIMULACIJA I RASPRAVA	125
6.1. Opterećenje zgrade uslijed strujanja vjetra	125
6.1.1. Utjecaj dodatne masene sile promjenjive po visini na opterećenje modela zgrade uslijed strujanja vjetra	126
6.1.1.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	126
6.1.1.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade.....	133
6.1.2. Utjecaj vrste računalnog modela inženjerskog atmosferskog graničnog sloja i odabranog RANS modela turbulencije na opterećenje modela zgrade	139
6.1.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	140
6.1.2.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade.....	147
6.2. Strujanje inženjerskog atmosferskog graničnog sloja iznad brdovitog terena.....	158
6.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	158
6.2.2. Modeliranje strujanja iznad brda jednostavne geometrije.....	163
6.3. Procjena udobnosti pješaka uslijed strujanja vjetra oko uzdignute zgrade.....	176
6.3.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni	177
6.3.2. Modeliranje strujanja oko uzdignute zgrade	183
7. ZAKLJUČAK	193
7.1. Sažeti pregled rezultata doktorskog istraživanja.....	194
7.2. Ostvareni znanstveni doprinosi	196
7.3. Plan za buduće istraživanje	197
POPIS LITERATURE.....	199
ŽIVOTOPIS.....	217

POPIS SLIKA

- Slika 1. Shematski prikaz važnosti ostvarivanja horizontalne homogenosti strujanja na primjeru računalne domene u kojoj su smješteni modeli zgrada. 8
- Slika 2. Modificirane satelitske snimke: a) južne zgrade Fakulteta strojarstva i brodogradnje (FSB) i okolnih zgrada, te b) dijela grada Zagreba s naznačenim područjem interesa oko južne zgrade FSB-a. Izvor originalnih satelitskih snimki: *Google maps*, <https://www.google.com/maps>. 9
- Slika 3. Shematski prikaz strujanja i ravnoteže sila u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u: a) Zakretanje strujanja u graničnom sloju uzrokovano je djelovanjem Coriolisove sile; b) Ravnoteža sile gradijenta tlaka $-\partial\bar{p}/\partial y$, Coriolisove sile F_{Ci} i sile otpora (turbulentnog naprezanja) F_{Di} unutar graničnog sloja na visinama manjim od geostrofičke visine h_{ABL} ; c) Ravnoteža sile tlaka $-\partial\bar{p}/\partial y$ i Coriolisove sile F_{Ci} na visini koja odgovara geostrofičkoj visini h_{ABL} . $G_i = (u_g, v_g)$ predstavlja vektor geostrofičke brzine, $\bar{V}_i = (\bar{u}, \bar{v})$ vektor brzine u AGS-u, γ kut zakretanja strujanja u odnosu na vektor geostrofičke brzine, dok je γ_0 ukupni maksimalni kut zakreta strujanja u odnosu na vektor geostrofičke brzine. x' , y' i z' predstavljaju općenite koordinate. 22
- Slika 4. Prikaz bezdimenzijskih profila osrednjene brzine u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u ovisnosti o bezdimenzijskoj visini a_0z dobivenih Ekmanovim rješenjem. NH predstavljaju rješenja dobivena za sjevernu hemisferu, a SH rješenja za južnu hemisferu. a) Hodograf brzine strujanja (Ekmanova spirala) za obje hemisfere, uključujući i vektor smičnog naprezanja na površini Zemlje τ_0 . Točke 1, 2, 3, 4, 5 i 6 odgovaraju vrijednostima izračunatima za bezdimenzijske visine a_0z jednake $\pi/12$, $\pi/6$, $\pi/4$, $\pi/3$, $\pi/2$, i $2\pi/3$. b) Profili bezdimenzijske komponente brzine \bar{u}/u_g u ovisnosti o bezdimenzijskoj visini a_0z za obje hemisfere. c) Profili bezdimenzijske komponente brzine \bar{v}/u_g u ovisnosti o bezdimenzijskoj visini a_0z za obje hemisfere. 25
- Slika 5. Hodograf bezdimenzijske brzine dobivene primjenom asimptotske teorije sličnosti (prema [2]). Hodograf je konstruiran za strujanje na sjevernoj hemisferi, na temelju Rossbyjevog broja vrijednosti $Ro = 10^{10}$ (odgovara situaciji strujanja zraka u atmosferi nad otvorenom morskom površinom), iz kojeg slijedi da je pozicija točke A definirana vrijednošću na abscisi jednakom $(\bar{u} - u_g)/u_\tau \approx -43$, a točke B $(\bar{u} - u_g)/u_\tau \approx -6$. Točke A i B za bilo koju vrijednost Ro ostaju na istoj poziciji na ordinati jednakoj $(\bar{v} - v_g)/u_\tau = -B/\kappa$ 32
- Slika 6. Meteorološka karta Ujedinjenog Kraljevstva za dan 20.12.1982. godine [58]..... 36

- Slika 7. Shematski prikaz konačnog volumena uz nepropusnu stijenku s težištem u točki C. Shematskim prikazom je naglašen dio računalne domene u kojoj se profil osrednjene brzine modelira zidnom funkcijom, te dio računalne domene u kojoj se vrijednosti karakterističnih veličina računaju numeričkim rješavačem (prema [49]). 53
- Slika 8. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i naprezanja $\tau_{zx}(z)$ u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje samo smična sila na gornjoj površini računalne domene..... 63
- Slika 9. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i naprezanja $\tau_{zx}(z)$ u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka u smjeru strujanja..... 68
- Slika 10. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$, naprezanja $\tau_{zx}(z)$ i dodatne masene sile F_p konstantnog iznosa u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila konstantnog iznosa..... 73
- Slika 11. Shematski prikaz diferencijalnog volumena $dV = dx dy dz$ za strujanje inženjerskog AGS-a. Crvenom i plavom bojom su označeni vektori protoka količine gibanja i sile tlaka na ulaznoj i izlaznoj površini diferencijalnog volumena. Zelenom bojom su označeni vektori površinskih sila uslijed naprezanja, dok je dodatna sila koja uzrokuje strujanje inženjerskog AGS-a označena vektorom narančaste boje. Zbog jasnoće prikaza na slici su dani samo vektori sila uslijed τ_{zx} komponente naprezanja koja jedina utječe na ukupnu promjenu količine gibanja u diferencijalnom volumenu. 75
- Slika 12. Gradijent tlaka $-\frac{\partial \bar{p}}{\partial s}$ koji djeluje u smjeru strujanja (koordinata s) i pojavljuje se u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem se smjer strujanja mijenja s porastom koordinate visine z uslijed djelovanja Coriolisove sile. 77
- Slika 13. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$, naprezanja $\tau_{zx}(z)$ i dodatne masene sile $WS_x(z)$ promjenjive po visini z u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini..... 78
- Slika 14. Shematski prikaz geometrije: a) zračnog tunela i b) računalne domene..... 85
- Slika 15. Rezolucija mreže konačnih volumena u vertikalnom smjeru za: a) ruralni teren, b) suburbani teren i c) urbani tip terena. 87
- Slika 16. Shematski prikaz raspodjele mjernih linija u dvodimenzionalnoj računalnoj domeni. ML1 predstavlja mjernu liniju 1, ML2 mjernu liniju 2, a ML3 mjernu liniju 3. 88
- Slika 17. Shematski prikaz trodimenzionalne računalne domene u kojoj je smješten model zgrade oblika kocke. 92

Slika 18.	Mreža konačnih volumena korištena za računalnu analizu strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade: a) cijela računalna domena, b) uvećana mreža u okolini modela zgrade.	93
Slika 19.	Shematski prikaz površina modela zgrade oblika kocke.	94
Slika 20.	Shematski prikaz linija korištenih za prikupljanje rezultata dobivenih strujanjem suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke, s ciljem ispitivanja utjecaja dodatne masene sile.	95
Slika 21.	Detalj mreže konačnih volumena ispred prednje površine modela zgrade koja je generirana primjenom programskog paketa za automatsko generiranje mreže konačnih volumena cfMesh [®]	103
Slika 22.	Shematski prikaz dvodimenzionalne računalne domene korištene za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni uz primjenu tehnike domene preteče.	106
Slika 23.	Shematski prikaz korištene geometrije brda jednostavne geometrije i definicija prirasta brzine na vrhu brda.	110
Slika 24.	Shematski prikaz dvodimenzionalne računalne domene korištene za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini iznad brda jednostavne geometrije.....	111
Slika 25.	Detalj mreže konačnih volumena uz vrh brda na visini $h_b = 40$ m.	113
Slika 26.	Shematski prikaz geometrije uzdignute zgrade. Jezgra uzdignute zgrade osjenčana je sivom bojom dok gornji stambeni dio zgrade nije osjenčan.	114
Slika 27.	Detalj mreže konačnih volumena u okolini jezgre uzdignute zgrade.	122
Slika 28.	Bezdimenzijski profili osrednjene brzine i naprezanja, te dimenzijski profili kinetičke energije turbulencije, dobiveni računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena. Podatci su postignuti duž mjerne linije 1 (ML1), mjerne linije 2 (ML2) i mjerne linije 3 (ML3).	127
Slika 29.	Profili bezdimenzijske osrednjene brzine i naprezanja, te dimenzijske kinetičke energije turbulencije, dobiveni računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena uz primjenu dodatne masene sile (○) i bez primjene dodatne masene sile (×), izračunati duž mjerne linije 2 u centru računalne domene. Dobiveni rezultati su prikazani u usporedbi s mjerenjima iz zračnog tunela (+) i odgovarajućim profilima zakona potencije (za osrednjenu brzinu).....	129
Slika 30.	Profili dodatne masene sile $WS_x(z)$ izračunati tijekom računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad a) ruralnog, b) suburbanog i c) urbanog tipa terena uz korištenje procedure ugrađene u računalni algoritam.	131
Slika 31.	Srednja kvadratna odstupanja izračunatih naprezanja od izmjerenih naprezanja σ izračunata iz rezultata računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog terena.	132
Slika 32.	Raspodjele polja koeficijenta tlaka C_p po površinama modela zgrade dobivene: a) uz primjenu dodatne masene sile $WS_x(z)$ i b) bez primjene dodatne masene sile $WS_x(z) = 0$	134

- Slika 33. Linijske raspodjele koeficijenta tlaka C_p izračunate po površinama modela zgrade dobivene uz primjenu dodatne masene sile ($WS_x(z)$) i bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$), u usporedbi s dostupnim eksperimentalnim podacima (CR [127], PA[128]) i računalnim rezultatima (L [129]): a) horizontalna raspodjela, b) vertikalna raspodjela. 135
- Slika 34. Skalarno polje ψ izračunato u okolini modela zgrade u ravninama a) $y-z$ ($x = 1,1$ m), b) $x-y$ ($z = 0,1$ m) i c) $x-z$ ($y = -0,1$ m) iz rezultata strujanja suburbanog tipa inženjerskog AGS-a oko modela zgrade..... 137
- Slika 35. Usporedba profila osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, naprezanja $\tau_{zx}(z)$ i kinetičke energije turbulencije $k(z)$ izračunatih na bočnoj površini računalne domene ($y = -1,1$ m), na tri različite pozicije u računalnoj domeni ($x = 0$ m – Mjerna linija 1, $x = 1,1$ m – Mjerna linija 2 i $x = 4,2$ m – Mjerna linija 3): a) rezultati dobiveni koristeći dodatnu masenu silu $WS_x(z)$ i b) rezultati dobiveni bez dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$) koji odgovaraju rezultatima koji bi se dobili korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila. 138
- Slika 36. Rezultati osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinematičkog naprezanja $\tau_{zx}(z)/\rho$ i kinetičke energije turbulencije $k(z)$ dobiveni tehnikom domene preteče koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD). Profili su generirani koristeći različite RANS modele turbulencije, a uspoređeni su s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela – KL (2019) [133]. 144
- Slika 37. Profili početnih $WS_x^P(z)$ i korigiranih $WS_x^{corr}(z)$ vrijednosti dodatne masene sile izračunati tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče primjenom standardnog $k-\varepsilon$ (STD $k-\varepsilon$), RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$ (R $k-\varepsilon$), Wilcoxovog $k-\omega$ ($k-\omega$) i Menterovog $k-\omega$ SST ($k-\omega$ SST) modela turbulencije, u usporedbi s ekvivalentnim vrijednostima gradijenta tlaka koji se generiraju u praznoj računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$) – $\rho^{-1}(\overline{d\bar{p}/dx})$ 146
- Slika 38. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po prednjoj površini modela zgrade na poziciji $y/h = 0$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST modele turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$). 149
- Slika 39. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po gornjoj površini modela zgrade na poziciji $y/h = 0$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$). 150

- Slika 40. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po bočnoj površini modela zgrade na poziciji $z/h = 0,5$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$). 153
- Slika 41. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po stražnjoj površini modela zgrade na poziciji $z/h = 0,75$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$). 154
- Slika 42. Srednje pogreške koeficijenta tlaka e_p izračunate računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade koristeći modele u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD), uporabom: a) standardnog $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxovog $k-\omega$ i e) Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili dobiveni su korištenjem (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$)... 155
- Slika 43. Vrijednosti koeficijenta sile otpora modela zgrade C_D izračunate računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade koristeći modele u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD), uporabom: a) standardnog $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxovog $k-\omega$ i e) Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Dobivene računalne vrijednosti su kvalitativno uspoređene s eksperimentalnim rezultatima danim u Hunt [138] – H (1982). Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$). 156
- Slika 44. Usporedba bezdimenzijskih profila naprezanja τ^* , osrednjene brzine u^* i kinetičke energije turbulencije k^* dobivenih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći više skupova konstanti modela turbulencije SKMT 1–3. CFD cWS predstavlja rezultate dobivene primjenom korekcije dodatne masene sile $WS_x(z)$, dok CFD wcWS predstavlja rezultate dobivene bez korekcije dodatne masene sile. Dobiveni rezultati su uspoređeni s modelom Deaves-Harrisa za jake vjetrove – DH (1978) [86], te mjerenjima u prirodi – G (1986) [109] i računalnim rezultatima dobivenim LES modelom turbulencije – SY (2017) [148]. 160

- Slika 45. Usporedba bezdimenzijskih profila naprezanja τ^* , osrednjene brzine u^* i kinetičke energije turbulencije k^* dobivenih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći SKMT 4. CFD cWS predstavlja rezultate dobivene primjenom korekcije dodatne masene sile $WS_x(z)$, dok CFD wcWS predstavlja rezultate dobivene bez korekcije dodatne masene sile. Dobiveni rezultati uspoređeni su s modelom Deaves-Harrisa za jake vjetrove – DH (1978) [86], te mjerenjima u prirodi – G (1986) [109] i računalnim rezultatima dobivenim LES modelom turbulencije – SY (2017) [148]..... 161
- Slika 46. Usporedba utjecaja primjene različitih skupova konstanti modela turbulencije (SKMT 1 – $C_\mu = 0,09$, SKMT 2 – $C_\mu = 0,044$, SKMT 3 – $C_\mu = 0,03$ i SKMT 4 – $C_\mu = 0,012$) na bezdimenzijske profile naprezanja τ^* , osrednjene brzine u^* , kinetičke energije turbulencije k^* i korigirane vrijednosti dodatne masene sile WS_x^* dobivene računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni..... 161
- Slika 47. Usporedba bezdimenzijskih profila dodatne masene sile WS^* dobivenih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći više skupova konstanti modela turbulencije SKMT 1–4. CFD cWS predstavlja profile dodatne masene sile dobivene primjenom korekcije, dok CFD wcWS predstavlja početne nekorrigirane vrijednosti dodatne masene sile... 162
- Slika 48. Vrijednosti prirasta brzine $\Delta \bar{u}$ dobivene računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_1 = 0,3$, $Sl_2 = 0,45$ i $Sl_3 = 0,6$. Dobiveni rezultati su uspoređeni s mjerenjima u zračnom tunelu (PF WT S045) [133] i računalnim rezultatima strujanja oko brda nagiba Sl_1 (PF CFD S03), Sl_2 (PF CFD S045) i Sl_3 (PF CFD S06) dobivenim koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije [133]. 164
- Slika 49. Usporedba strujnica generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_1 = 0,3$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije..... 170
- Slika 50. Usporedba strujnica generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_2 = 0,45$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije..... 171
- Slika 51. Usporedba strujnica generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_3 = 0,6$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije..... 172
- Slika 52. Usporedba polja kinetičke energije turbulencije k generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_1 = 0,3$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije..... 173
- Slika 53. Usporedba polja kinetičke energije turbulencije k generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_2 = 0,45$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije..... 174

- Slika 54. Usporedba polja kinetičke energije turbulencije k generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_3 = 0,6$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije..... 175
- Slika 55. Rezultati osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinematičkog napreznja $\tau_{zx}(z)/\rho$ i kinetičke energije turbulencije $k(z)$ dobiveni tehnikom domene preteče koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima su strujanja uzrokovana smičnom silom (SSD), silom gradijenta tlaka (PD) i dodatnom masenom silom (BFD), te različite RANS modele turbulencije. Rezultati su uspoređeni s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela – Z (2018) [162]..... 180
- Slika 56. Profili početnih $WS_x^p(z)$ i korigiranih $WS_x^{corr}(z)$ vrijednosti dodatne masene sile izračunati tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče primjenom standardnog $k-\varepsilon$ (STD $k-\varepsilon$), RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$ (R $k-\varepsilon$), Wilcoxovog $k-\omega$ ($k-\omega$) i Menterovog $k-\omega$ SST ($k-\omega$ SST) modela turbulencije, u usporedbi s ekvivalentnim vrijednostima gradijenta tlaka koje se generiraju u praznoj računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$) – $\rho^{-1} (d\bar{p}/dx)$ 182
- Slika 57. Shematski prikaz karakteristika strujanja u okolini uzdignute zgrade na udaljenosti $z = 2$ m od tla na temelju dostupnih mjerenja [157]. 184
- Slika 58. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjetra je u pozitivnom smjeru osi x 186
- Slika 59. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjetra je u pozitivnom smjeru osi x 187
- Slika 60. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila (s korištenjem dodatne sile $WS_x(z)$) promjenjiva po visini. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjetra je u pozitivnom smjeru osi x 188
- Slika 61. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila (bez korištenja dodatne sile – $WS_x(z) = 0$) promjenjiva po visini. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjetra je u pozitivnom smjeru osi x 189

Slika 62. a) Maksimalne vrijednosti prirasta osrednjene brzine K_{\max} u usporedbi s eksperimentalnim vrijednostima [162], te b) srednje pogreške prirasta osrednjene brzine e_k dobivene računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$ – s njenom primjenom i BFD $WS_x(z) = 0$ – bez njene primjene) promjenjiva po visini. Računalne simulacije provedene su koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije..... 190

POPIS TABLICA

Tablica 1. Vrijednosti aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_0 (prema Eurocode 1 standardu) [113] i eksponenta zakona potencije α za različite kategorije terena I – IV [1].	38
Tablica 2. Standardne vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije.....	44
Tablica 3. Standardne vrijednosti konstanti RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije.....	45
Tablica 4. Standardne vrijednosti konstanti <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije.	47
Tablica 5. Standardne vrijednosti konstanti Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije.	49
Tablica 6. Standardne vrijednosti konstanti Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije.....	51
Tablica 7. Rubni uvjeti koji omogućavaju računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje samo smična sila, uz primjenu tehnike domene sljednika i tehnike domene preteče.....	63
Tablica 8. Iznosi koeficijenata u polinomima ulaznih profila kojima se modelira inženjerski AGS u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka [85].	66
Tablica 9. Rubni uvjeti koji omogućavaju računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka, kada se koriste tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče.	67
Tablica 10. Rubni uvjeti za računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini u računalnoj domeni, kada se koriste tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče.	80
Tablica 11. Parametri karakteristika terena i osrednjenih profila brzine korištenih za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni [80], [122].	84
Tablica 12. Rubni uvjeti korišteni za računalnu analizu strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče.	86
Tablica 13. Rubni uvjeti korišteni za trodimenzionalnu računalnu simulaciju strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade. Pritom \vec{n} predstavlja vektor normale na površine modela zgrade.....	92
Tablica 14. Rubni uvjeti korišteni za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče.	107
Tablica 15. Skupovi konstanti modela turbulencije (SKMT) standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije korišteni za modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije pri modeliranju inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, u praznoj računalnoj domeni i iznad brda jednostavne geometrije.....	109
Tablica 16. Rubni uvjeti korišteni za dvodimenzionalnu računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini iznad brda jednostavne geometrije. Pritom \vec{n} predstavlja vektor normale na površinu brda.	112

- Tablica 17. Maksimalne relativne pogreške i srednje relativne pogreške (u zgradama) homogenosti strujanja izračunate za osrednjenu brzinu, naprezanje i kinetičku energiju turbulencije na temelju računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena. 128
- Tablica 18. Maksimalne relativne pogreške i srednje relativne pogreške (u zgradama) izračunate na temelju usporedbe s eksperimentalnim podacima za osrednjenu brzinu, naprezanje i kinetičku energiju turbulenciju, na temelju računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena. 130
- Tablica 19. Vrijednosti gradijenta tlaka i duljinske mjere gradijenta tlaka izračunate za strujanje u inženjerskom AGS-u iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena. 133
- Tablica 20. Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja (u postotcima) izračunate za strujanja ostvarena koristeći tehniku domene sljednika i primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila promjenjiva po visini (BFD $WS_x(z)$ i BFD $WS_x(z) = 0$). 141
- Tablica 21. Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja (u postotcima) modeliranih primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD) i sila gradijenta tlaka (PD). 142
- Tablica 22. Bezdimenzijske udaljenosti točaka odvajanja SP_x i ponovnog nalijeganja RP_x strujanja od vrha brda dobivene računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini iznad brda jednostavne geometrije različitih nagiba ($Sl_1 = 0,3$, $Sl_2 = 0,45$ i $Sl_3 = 0,6$). Pritom je korišteno više skupova konstanti modela turbulencije (SKMT 1–4). Prethodne računalne vrijednosti SP_x i RP_x za brdo nagiba $Sl_2 = 0,45$ [145] su prikazane u zgradama. 166
- Tablica 23. Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja (u postotcima) izračunate za strujanja ostvarena koristeći tehniku domene sljednika primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$ i BFD $WS_x(z) = 0$) promjenjiva po visini. 177
- Tablica 24. Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja (u postotcima) modeliranih primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD) i sila gradijenta tlaka (PD). 178

POPIS OZNAKA

Latinične oznake

Oznaka	Jedinica	Opis
a_0	m^{-1}	Konstanta u Ekmanovom rješenju
a_1	$m^2 s^{-2}$	Koeficijent aproksimacijskog polinoma kinetičke energije turbulencije
a_2	$m s^{-2}$	Koeficijent aproksimacijskog polinoma kinetičke energije turbulencije
a_3	s^{-2}	Koeficijent aproksimacijskog polinoma kinetičke energije turbulencije
a_4	$m^{-1} s^{-2}$	Koeficijent aproksimacijskog polinoma kinetičke energije turbulencije
A	–	Konstanta u izrazu za teorijsku raspodjelu brzine u atmosferskom graničnom sloju
A_0	–	Konstanta <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije
A_S	m^2	Iznos površine poprečnog presjeka modela zgrade
A'	–	Konstanta u izrazu za teorijsku raspodjelu brzine u atmosferskom graničnom sloju
b_1	$m^2 s^{-2}$	Koeficijent aproksimacijskog polinoma naprezanja
b_2	$m s^{-2}$	Koeficijent aproksimacijskog polinoma naprezanja
b_3	s^{-2}	Koeficijent aproksimacijskog polinoma naprezanja
b_4	$m^{-1} s^{-2}$	Koeficijent aproksimacijskog polinoma naprezanja
B	–	Konstanta u izrazu za teorijsku raspodjelu brzine u atmosferskom graničnom sloju
B_1, B_2	–	Koeficijenti u izrazima za ulazne profile kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije
B'	–	Konstanta u izrazu za teorijsku raspodjelu brzine u atmosferskom graničnom sloju
c	–	Konstanta u izrazu za određivanje geostrofičke visine

Oznaka	Jedinica	Opis
c_1, c_2, c_3, c_4	–	Konstante u izrazu za profil brzine pri strujanju jakih vjetrova
c_k	–	Parametar neaktivne turbulencije
C_{1_RKE}	–	Konstanta <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{1_RNG}	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{1_SKE}	–	Konstanta standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{2_RKE}	–	Konstanta <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{2_RNG}	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{2_SKE}	–	Konstanta standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_p	–	Koeficijent tlaka
C_D	–	Koeficijent sile otpora
$C_{p,i}^{CFD}$	–	Računalne vrijednosti koeficijenta tlaka izračunate na poziciji i na površini modela zgrade oblika kocke
$C_{p,i}^{exp}$	–	Eksperimentalne vrijednosti koeficijenta tlaka na poziciji i na površini modela zgrade oblika kocke
C_s	–	Konstanta zidne funkcije koja u obzir uzima hrapavost površine temeljene na Nikuradseovoj visini hrapavosti
$C_{k1}, C_{k2}, C_{k3}, C_{k4}$	–	Koeficijenti u izrazima za ulazne profile modela čije strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka
$C_{U1}, C_{U2}, C_{U3}, C_{U4}$	–	Koeficijenti u izrazima za ulazne profile modela čije strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka
C_{μ_RKE}	–	Konstanta <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{μ_RNG}	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
C_{μ_SKE}	–	Konstanta standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije
d_c	m	Debljina donjeg dijela uzdignute zgrade (jezgre zgrade)
d_*	m	Udaljenost od težišta konačnog volumena u računalnoj domeni do najbliže nepropusne stijenke
D_b	m	Debljina gornjeg dijela uzdignute zgrade
e_i^p	%	Pogreške koeficijenta tlaka izračunate na poziciji i na površinama modela zgrade

Oznaka	Jedinica	Opis
e_i^t	%	Pogreške tehnike generiranja strujanja izračunate duž mjerne linije u centru računalne domene na poziciji i
e_i^{uc}	%	Pogreške homogenosti strujanja izračunate duž mjerne linije u centru računalne domene na vertikalnoj poziciji i
e_i^{ui}	%	Pogreške homogenosti strujanja izračunate duž mjerne linije na izlazu iz računalne domene na vertikalnoj poziciji i
e_k	%	Pogreška prirasta osrednjene brzine
e_{max}	%	Srednja maksimalna pogreška homogenosti strujanja
$e_{h,avg}$	%	Srednja pogreška homogenosti strujanja
e_p	%	Srednja pogreška koeficijenta tlaka
$e_{s,avg}$	%	Srednja pogreška strujanja
e_t	%	Srednja pogreška tehnike generiranja strujanja
$(e_h)_i$	%	Pogreške homogenosti strujanja izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjerne linije
$(e_s)_i$	%	Pogreške strujanja izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjerne linije
E	–	Empirijski koeficijent u standardnoj zidnoj funkciji
f	rad s ⁻¹	Coriolisov parametar
F_D	kg m s ⁻²	Ukupna sila otpora zgrade
F_{Di}	kg m s ⁻²	Vektor sile otpora strujanju
F_{Ci}	kg m s ⁻²	Vektor Coriolisove sile
F_p	m s ⁻²	Dodatna masena sila konstantnog iznosa
g	m s ⁻²	Gravitacijsko ubrzanje
G	m s ⁻¹	Apsolutni iznos geostrofičke brzine
G_i	m s ⁻¹	Vektor geostrofičke brzine
h	m	Duljina brida modela zgrade oblika kocke
h_{ABL}	m	Geostrofička visina
h_b	m	Visina brda
h_C	m	Visina donjeg dijela uzdignute zgrade (jezgre zgrade)
H	m	Visina računalne domene
H_b	m	Visina gornjeg dijela uzdignute zgrade

Oznaka	Jedinica	Opis
I_u	%	Intenzitet turbulencije u smjeru x -koordinate (u smjeru strujanja)
k	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Kinetička energija turbulencije
k_C	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednost kinetičke energije turbulencije u težištu konačnog volumena uz nepropusnu stijenku
k_S	m	Nikuradseova visina hrapavosti
k^*	–	Bezdimenzijska kinetička energija turbulencije
k_S^+	–	Bezdimenzijska visina Nikuradseove visine hrapavosti
K	–	Prirast osrednjene brzine
K_{\max}	–	Maksimalni prirast osrednjene brzine
K_{\max}^{CFD}	–	Računalna vrijednost maksimalnog prirasta osrednjene brzine
K_{\max}^{exp}	–	Eksperimentalna vrijednost maksimalnog prirasta osrednjene brzine
l	m	Duljinska mjera velikih vrtloga najvećeg iznosa kinetičke energije turbulencije
L	m	Duljina računalne domene
L_1	m	Vrijednost polovine duljine brda na visini koja odgovara polovini visine brda
L_{dw}	m	Udaljenost od brda do izlazne površine računalne domene
L_{uw}	m	Udaljenost od ulazne površine računalne domene do brda
L_x	m	Duljinska mjera promjene površinskih uvjeta
L_z	m	Vertikalna duljinska karakteristična veličina
\vec{n}	–	Vektor normale na površinu
N	–	Ukupni broj računalnih, odnosno eksperimentalnih vrijednosti, duž mjerne linije
\bar{p}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Osrednjeni tlak
\bar{p}_{izlaz}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Osrednjeni tlak na izlaznoj površini računalne domene
\bar{p}_{ref}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Referentna vrijednost osrednjenog tlaka
\bar{p}_{ulaz}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Osrednjeni tlak na ulaznoj površini računalne domene

Oznaka	Jedinica	Opis
P_C	$m^2 s^{-3}$	Vrijednost produkcije kinetičke energije turbulencije u težištu konačnog volumena uz nepropusnu stijenu
P_k	$m^2 s^{-3}$	Produkcija kinetičke energije turbulencije
Q_0	W/m^2	Površinski toplinski tok koji se izmjenjuje između tla i zraka u periodu od jednog dana
r	m	Radijalna koordinata
R	m	Polumjer zakrivljenosti izobare
Re	–	Reynoldsov broj
Ro	–	Rossbyjev broj
RP_x	–	Bezdimenzijska udaljenost točke ponovnog nalijeganja strujanja
s	m	Koordinata u smjeru strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju
S	s^{-1}	Apsolutni iznos tenzora brzine deformacije
Sl	–	Nagib brda
S_{ij}	s^{-1}	Tenzor brzine deformacije
SP_x	–	Bezdimenzijska udaljenost točke odvajanja strujanja
t	s	Vrijeme
u_{ag}	$m s^{-1}$	Komponenta ageostrofičke brzine u smjeru x -koordinate
u_g	$m s^{-1}$	Komponenta geostrofičke brzine u smjeru x -koordinate
u_τ	$m s^{-1}$	Brzina trenja
\bar{u}	$m s^{-1}$	Komponenta osrednjene brzine u smjeru x -koordinate
\bar{u}_0	$m s^{-1}$	Vrijednost neporemećenog profila brzine izračunatog ispred brda u praznoj računalnoj domeni bez geometrije brda
\bar{u}_C	$m s^{-1}$	Iznos osrednjene brzine u težištu konačnog volumena uz nepropusnu stijenu
\bar{u}_h	$m s^{-1}$	Osrednjena brzina izračunata u praznoj trodimenzionalnoj računalnoj domeni na poziciji prednje površine modela zgrade i visini koja odgovara visini zgrade

Oznaka	Jedinica	Opis
\bar{u}_{ref}	m s^{-1}	Referentna brzina na referentnoj visini
\bar{u}_{δ}	m s^{-1}	Eksperimentalna vrijednost brzine na visini koja odgovara eksperimentalnoj debljini modeliranog inženjerskog atmosferskog graničnog sloja
u^{+}	–	Bezdimenzijska brzina u zidnoj funkciji
u^{*}	–	Bezdimenzijska brzina
$-\overline{u'w'}$	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Komponenta Reynoldsovog tenzora kinematičkih turbulentnih naprezanja
U	m/s	Osrednjena brzina strujanja zraka u atmosferskom graničnom sloju
U_{gr}	m s^{-1}	Iznos gradijentne brzine
$\bar{U}_{x,y,z=0,01\text{m}}$	m s^{-1}	Apsolutni iznos osrednjene brzine izmjeren na visini $z = 0,01 \text{ m}$ u okolini modela uzdignute zgrade u zračnom tunelu
$\bar{U}_{0,x,y,z=200\text{m}} \Big _{\alpha=0,15}$	m s^{-1}	Apsolutni iznos osrednjene brzine na visini $z = 200 \text{ m}$ dobiven zakonom potencije s eksponentom $\alpha = 0,15$ koji vrijedi za strujanje nad područjem grada Hong Konga
v_{ag}	m s^{-1}	Komponenta ageostrofičke brzine u smjeru y -koordinate
v_{g}	m s^{-1}	Komponenta geostrofičke brzine u smjeru y -koordinate
\bar{v}	m s^{-1}	Komponenta osrednjene brzine u smjeru y -koordinate
v'_i	m s^{-1}	Vektor pulzirajućih brzina
\bar{v}_i	m s^{-1}	Vektor osrednjene brzine
$-\overline{v'_i v'_j}$	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Tenzor Reynoldsovih kinematičkih turbulentnih naprezanja
$-\overline{v'w'}$	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Komponenta Reynoldsovog tenzora kinematičkih turbulentnih naprezanja
\bar{V}	m s^{-1}	Apsolutni iznos brzine u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju
\bar{V}_i	m s^{-1}	Vektor brzine u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju

Oznaka	Jedinica	Opis
w_C	m	Širina donjeg dijela uzdignute zgrade (jezgre zgrade)
\bar{w}	$m s^{-1}$	Komponenta osrednjene brzine u smjeru z -koordinate
W	m	Širina računalne domene
W_b	m	Širina gornjeg dijela uzdignute zgrade
WS_x	$m s^{-2}$	Dodatna masena sila promjenjiva po visini
WS_x^{corr}	$m s^{-2}$	Korigirana vrijednost dodatne masene sile promjenjive po visini
WS_x^n	$m s^{-2}$	Nova vrijednost dodatne masene sile promjenjive po visini izračunata u trenutnoj iteraciji
WS_x^o	$m s^{-2}$	Vrijednost dodatne masene sile promjenjive po visini izračunata u prethodnoj iteraciji
WS_x^p	$m s^{-2}$	Početna vrijednost dodatne masene sile promjenjive po visini
WS^*	–	Bezdimenzijska dodatna masena sila
x	m	Longitudinalna koordinata u smjeru strujanja
x_j	m	Vektor položaja
x_R	m	Horizontalna udaljenost od vrha brda do pozicije ponovnog nalijeganja strujanja
x_S	m	Horizontalna udaljenost od vrha brda do pozicije odvajanja strujanja
y	m	Lateralna koordinata
y^+	–	Bezdimenzijska udaljenost od nepropusne stijenke
z	m	Vertikalna koordinata visine
z_0	m	Aerodinamička duljina hrapavosti površine
z_{0m}	m	Modelska vrijednost aerodinamičke duljine hrapavosti površine korištena pri eksperimentalnom modeliranju inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u zračnom tunelu
z_{0f}	m	Stvarna vrijednost aerodinamičke duljine hrapavosti površine koja odgovara vrijednosti hrapavosti površine koja bi se pojavila u prirodi

Oznaka	Jedinica	Opis
z_C	m	Udaljenost težišta konačnog volumena uz nepropusnu stijenku od nepropusne stijenke
z_h	m	Koordinata kojom se opisuje geometrija brda
z_{ref}	m	Referentna visina

Grčke oznake

Oznaka	Jedinica	Opis
α	–	Eksponent zakona potencije
α_{SST1}	–	Konstantna Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
α_{SST2}	–	Konstantna Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
$\beta_{k\omega}$	–	Konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije
$\beta_{k\omega}^*$	–	Konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije
$\beta_{k\omega1_SST}$	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
$\beta_{k\omega2_SST}$	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
$\beta_{k\omega}^*_{SST}$	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
β_{RNG}	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
γ	rad	Kut zakreta strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju
γ_0	rad	Maksimalni kut zakreta strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju
$\gamma_{k\omega}$	–	Konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije
$\gamma_{k\omega}^*$	–	Konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije
δ	m	Debljina eksperimentalno modeliranog inženjerskog atmosferskog graničnog sloja
δ_p	m	Duljinska mjera gradijenta tlaka
δ_{ij}	–	Kroneckerov delta
$\Delta \bar{u}$	–	Prirast osrednjene brzine na vrhu brda
ε	$m^2 s^{-3}$	Disipacija kinetičke energije turbulencije
ε_{ijk}	–	Permutacijski simbol (Levi-Civita) simbol

Oznaka	Jedinica	Opis
ε_C	$m^2 s^{-3}$	Vrijednost disipacije kinetičke energije turbulencije u težištu konačnog volumena uz nepropusnu stijenu
η_0	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
η_j	–	Jedinični vektor paralelan s osi rotacije
κ	–	Von Kármánova konstanta
λ	–	Omjer iznosa kinematičkog naprezanja na gornjoj i donjoj površini računalne domene
μ	$kg m^{-1} s^{-1}$	Dinamička viskoznost
ν	$m^2 s^{-1}$	Kinematička viskoznost
ν_{eff}	$m^2 s^{-1}$	Efektivna kinematička viskoznost
ν_T	$m^2 s^{-1}$	Turbulentna kinematička viskoznost
ρ	$kg m^{-3}$	Gustoća fluida
σ	$m^2 s^{-2}$	Srednje kvadratno odstupanje izračunatog kinematičkog naprezanja od eksperimentalnog kinematičkog naprezanja
σ_{k1_SST}	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
σ_{k2_SST}	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
$\sigma_{k\omega}$	–	Konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije
$\sigma_{k\omega}^*$	–	Konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije
σ_{k_RKE}	–	Konstanta <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije
σ_{k_RNG}	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
σ_{k_SKE}	–	Konstanta standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije
σ_u	$m s^{-1}$	Standardna devijacija brzine u smjeru x -koordinate
σ_v	$m s^{-1}$	Standardna devijacija brzine u smjeru y -koordinate
σ_w	$m s^{-1}$	Standardna devijacija brzine u smjeru z -koordinate
σ_{ε_RKE}	–	Konstanta <i>realizable</i> $k-\varepsilon$ modela turbulencije
σ_{ε_RNG}	–	Konstanta RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije
σ_{ε_SKE}	–	Konstanta standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije
$\sigma_{\omega1_SST}$	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
$\sigma_{\omega2_SST}$	–	Konstanta Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije
τ	$kg m^{-1} s^{-2}$	Apsolutni iznos naprezanja
τ_0	$kg m^{-1} s^{-2}$	Smično naprezanje na površini Zemlje

Oznaka	Jedinica	Opis
τ_{ij}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Tenzor Reynoldsovih turbulentnih naprezanja
τ_w	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Naprezanje na nepropusnoj stijenci
τ_{zx}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Komponenta Reynoldsovog tenzora turbulentnih naprezanja
$\tilde{\tau}_{zx}$	$\text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Komponenta Reynoldsovog tenzora kinematičkih turbulentnih naprezanja
$\tau_{zx,i}^{\text{CFD}}$	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Računalna vrijednost turbulentnog naprezanja izračunata na poziciji i duž mjerne linije
$\tau_{zx,i}^{\text{exp}}$	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Eksperimentalna vrijednost turbulentnog naprezanja na poziciji i duž mjerne linije
τ_{zx}^o	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Vrijednost turbulentnog naprezanja iz prethodne iteracije
τ_{zx}^T	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Ciljana vrijednost turbulentnog naprezanja
τ_{zy}	$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-2}$	Komponenta Reynoldsovog tenzora turbulentnih naprezanja
τ^*	–	Bezdimenzijsko naprezanje
φ	rad	Zemljopisna širina
ϕ_i	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjerne linije
ϕ_i^{centar}	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjerne linije u centru računalne domene
ϕ_i^{izlaz}	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjerne linije na izlaznoj površini računalne domene
ϕ_i^{ulaz}	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjerne linije na ulaznoj površini računalne domene
$\phi_{m,i}$	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Manja vrijednost računalne ili eksperimentalne osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunata na vertikalnoj poziciji i duž mjernih linija
$\phi_{v,i}$	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Veća vrijednost računalne ili eksperimentalne osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunata na vertikalnoj poziciji i duž mjernih linija

Oznaka	Jedinica	Opis
ϕ^{TDP}	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunate u centru računalne domene tehnikom domene preteče
ϕ^{TDS}	$\text{m s}^{-1}, \text{m}^2 \text{s}^{-2}$	Vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja izračunate u centru računalne domene tehnikom domene sljednika
ψ	–	Skalarno polje omjera između apsolutne vrijednosti dodatne masene sile i apsolutnog iznosa vektora gradijenta tlaka
ω	s^{-1}	Specifična disipacija kinetičke energije turbulencije
ω_{C}	s^{-1}	Specifična disipacija kinetičke energije turbulencije u težištu konačnog volumena uz nepropusnu stijenu
Ω	rad s^{-1}	Kutna brzina rotacije Zemlje

POPIS SKRAĆENICA

Skraćenica	Puni naziv
AGS	Atmosferski granični sloj (engl. <i>atmospheric boundary layer</i>)
FSB	Fakultet strojarstva i brodogradnje
LES	Simulacija velikih vrtloga (engl. <i>large eddy simulation</i>)
LIF	Fluorescencija inducirana laserom (engl. <i>laser-induced fluorescence</i>)
PIV	Metoda praćenja dinamičkih karakteristika lebdećih čestica (engl. <i>particle image velocimetry</i>)
RANS	Vremenski osrednjene Navier–Stokesove jednačbe (engl. <i>Reynolds-averaged Navier–Stokes</i>)
RDF	Računalna dinamika fluida (engl. <i>computational fluid dynamics</i>)
SKMT	Skup konstanti modela turbulencije
TDP	Tehnika domene preteče (engl. <i>precursor domain technique</i>)
TDS	Tehnika domene sljednika (engl. <i>successor domain technique</i>)

SAŽETAK

U posljednjih se tridesetak godina u vjetroinženjerstvu sve više koriste metode računalne dinamike fluida za modeliranje kompleksnih pojava u atmosferskom strujanju. Stoga je u sklopu doktorskog istraživanja razvijen novi računalni model neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog, homogenog i ravninskog atmosferskog graničnog sloja (inženjerskog atmosferskog graničnog sloja) u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini. Dodatna masena sila, koja fizikalno predstavlja dodatnu silu gradijenta tlaka promjenjivu po visini, uvrštena je u jednadžbu količine gibanja, pri čemu joj je početna vrijednost određena derivacijom poznate raspodjele naprezanja. Kako bi se generirale raspodjele naprezanja u skladu s dostupnim atmosferskim ili eksperimentalnim podacima, vrijednosti dodatne masene sile su tijekom računalne simulacije (koristeći tehniku domene preteče) korigirane primjenom korekcijske procedure ugrađene u računalni algoritam za modeliranje strujanja fluida otvorenog koda OpenFOAM®. Strujanje inženjerskog atmosferskog graničnog sloja modelirano je tehnikom domene sljednika i tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni, koristeći pet različitih modela turbulencije temeljenih na rješavanju vremenski osrednjenih Navier–Stokesovih jednadžbi: standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST. Generirani profili osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije potom su korišteni kao ulazni profili za računalno modeliranje opterećenja zgrada uslijed vjetra, strujanje u atmosferskom graničnom sloju iznad brda jednostavne geometrije i proračun brzine strujanja vjetra na visinama koje odgovaraju visinama pješaka u okolini uzdignute zgrade. Dobiveni rezultati pokazuju da je novim modelom moguće ostvariti karakteristike strujanja u skladu s atmosferskim i eksperimentalnim podacima, prethodnim računalnim simulacijama, te već postojećim modelima atmosferskog graničnog sloja.

Ključne riječi: Aerodinamika okoliša; Računalno vjetroinženjerstvo; RANS modeliranje turbulencije; Atmosferski granični sloj; Dodatna masena sila; Opterećenje zgrade uslijed strujanja jakog vjetra; Brdoviti teren; Neaktivna turbulencija; Uzdignuta zgrada; Udobnost pješaka uslijed strujanja jakog vjetra; OpenFOAM®.

PROŠIRENI SAŽETAK

Proučavanje atmosferskog strujanja zraka važan je zadatak vjetroinženjerstva, s obzirom da karakteristike takvog strujanja mogu bitno utjecati na širok spektar ljudskih djelatnosti, poput utjecaja vjetra na opterećenje konstrukcija i udobnost pješaka u urbanim naseljima, aerodinamiku zgrada i mostova, utjecaja vjetra na odvijanje prometa, probleme disperzije ispušnih plinova i štetnih čestica u urbanim okruženjima nastalih uslijed industrijskih izgaranja ili izgaranja u motorima s unutrašnjim izgaranjem, prirodnu ventilaciju zgrada, aeroakustiku konstrukcija, procjenu optimalnog mjesta za pozicioniranje vjetroturbina na brdovitom terenu, aerodinamiku rotora vjetroturbina, probleme eolskih vibracija. Također, dobrim se poznavanjem karakteristika strujanja jakih vjetrova mogu izbjeći i ozbiljna oštećenja infrastrukture i imovine, ali i ljudske žrtve.

Osnovne metode istraživanja u vjetroinženjerstvu su atmosferska mjerenja, mjerenja u zračnim tunelima i računalno modeliranje atmosferskih strujanja primjenom računalne dinamike fluida. Iako su atmosferska i laboratorijska mjerenja i danas neizostavan alat u istraživanju strujanja u atmosferi, u posljednjih se tridesetak godina u vjetroinženjerstvu sve više koriste metode računalne dinamike fluida za modeliranje pojava atmosferskog strujanja. Prednost računalnih metoda istraživanja su to što su one danas uglavnom mnogo jeftinije zbog sve manjih cijena računalnih komponenti i porasta snage i efikasnosti računalnih procesora, što ih se može koristiti za analizu problema u fazi projektiranja, te to što omogućuju generiranje cjelokupnih polja fizikalnih veličina od interesa u relativno kratkom vremenskom roku uslijed pojave kvalitetnih računalnih modela atmosferskog strujanja. Njima je također moguće i efikasno kontrolirati uvjete strujanja kao što su brzina i intenzitet turbulencije vjetra.

Atmosferski granični sloj (AGS) predstavlja najniži sloj Zemljine atmosfere čije su karakteristike strujanja pod direktnim utjecajem površine Zemlje. Teorijski modeli i atmosferska mjerenja su pokazali kako se u slučaju strujanja jakih vjetrova, strujanje u AGS-u može smatrati neutralno temperaturno stratificiranim, stacionarnim, homogenim i ravninskim. Takav se AGS u literaturi naziva inženjerski AGS, upravo zbog činjenice da se često koristi za računalnu analizu problema u vjetroinženjerstvu.

Iako se u posljednje vrijeme za potrebe modeliranja atmosferske turbulencije sve više koristi metoda simulacije velikih vrtloga, pristup modeliranju temeljen na rješavanju vremenski

osrednjenih Navier–Stokesovih jednadžbi se često koristi zbog toga što zahtijeva manje računalnih resursa i što omogućuje brže generiranje rezultata. Dosadašnja su istraživanja pokazala kako se prilikom računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koriste dvije temeljne tehnike, tehnika domene preteče i tehnika domene sljednika. Pritom tehnika domene preteče osigurava homogenost strujanja zbog toga što se ulazna i izlazna površina računalne domene definiraju kao periodičke površine ili se na njima zadaje Neumannov rubni uvjet. S tehnikom domene sljednika to nije slučaj zbog toga što se na ulazu zadaju profili fizikalnih veličina i Neumannov rubni uvjet na izlazu iz računalne domene, uslijed čega se u računalnoj domeni može generirati gradijent tlaka koji modificira ulazne profile duž domene. Tehnika domene sljednika također zahtijeva primjenu karakterističnih ulaznih profila fizikalnih veličina u računalnom algoritmu, dok kod tehnike domene preteče to nije potrebno (ali je potrebno eksplicitno modelirati silu ili sile koje uzrokuju strujanje u računalnoj domeni).

Hipoteze i metodologija istraživanja

U sklopu doktorskog istraživanja razvijen je novi računalni model inženjerskog AGS-a čije je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini. Dodatna masena sila uvrštena je u jednadžbu količine gibanja, a početna vrijednost je određena derivacijom poznate raspodjele naprezanja. Masena sila je izvedena na temelju analize strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u unutar kojeg strujanje mijenja smjer s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile. Iz analize ravnoteže sila u AGS-u je pokazano kako se kao sila koja pokreće strujanje javlja sila gradijenta tlaka koja se u smjeru strujanja (koje zakreće) mijenja po visini, tako da joj je maksimalna vrijednost uz tlo, opada s porastom visine, a jednaka je nuli na geostrofičkoj visini. Temeljem provedene analize pokazano je kako je opravdano strujanje inženjerskog AGS-a generirati primjenom dodatne masene sile promjenjive po visini, slično kao što kod AGS-a u kojem strujanje mijenja smjer po visini, strujanje pokreće sila gradijenta tlaka čija se vrijednost mijenja po visini.

Kako bi računalno dobivene raspodjele naprezanja odgovarale dostupnim atmosferskim i eksperimentalnim podacima, početne vrijednosti dodatne masene sile su tijekom računalne simulacije (koristeći tehniku domene preteče) korigirane primjenom korekcijske procedure ugrađene u računalni algoritam za simulaciju strujanja fluida otvorenog koda OpenFOAM®.

Hipoteze istraživanja su sljedeće:

- a) Pri modeliranju inženjerskog atmosferskog graničnog sloja je uvrštavanjem dodatne masene sile promjenjive po visini u jednadžbu količine gibanja moguće ostvariti profile naprezanja, osrednjene brzine i kinetičke energije turbulencije u strujanju u skladu s teorijskim pretpostavkama i dostupnim atmosferskim i eksperimentalnim podacima.
- b) Novi model s dodatnom masenom silom moguće je uspješno primijeniti za računalnu analizu problema aerodinamike okoliša i konstrukcija.

Kako bi se potvrdile hipoteze istraživanja, novi računalni model je ispitan na modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni, koristeći tehniku domene sljednika i tehniku domene preteče, uz primjenu pet modela turbulencije temeljenih na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama (standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije). Rezultati dobiveni razvijenim modelom uspoređeni su s rezultatima dobivenim koristeći već postojeće modele inženjerskog AGS-a čija strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka.

Koristeći profile osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije generirane novim računalnim modelom čije strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini (uz korištenje tehnike domene preteče) kao ulazne profile za rješavanje konkretnih problema aerodinamike okoliša (korištenjem tehnike domene sljednika), ispitano je može li se primjenom novog modela točno odrediti opterećenje zgrada uslijed strujanja vjetra (raspodjelu vrijednosti koeficijenta tlaka po površinama modela zgrada i koeficijenti sile otpora zgrade), karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a iznad kompleksnog terena (iznose prirasta brzine na vrhu brda, točke odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja, vrijednosti kinetičke energije turbulencije u vrtložnoj zoni) i udobnost pješaka u urbanim naseljima (brzine strujanja na visinama koje odgovaraju visinama pješaka u okolini uzdignute zgrade).

Računalni rezultati

Dobiveni rezultati strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni, generirani primjenom novog računalnog modela koristeći tehniku domene preteče, potvrđuju da je takvo strujanje homogeno zbog Neumannovog rubnog uvjeta zadanog na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene. Iako se iz dobivenih rezultata može uočiti kako se u tom slučaju u

računalnoj domeni generira i rezidual sile gradijenta tlaka, pokazalo se kako je utjecaj sile gradijenta tlaka na strujanje zanemariv u odnosu na dodatnu masenu silu. U tom slučaju rezidual sile gradijenta tlaka zapravo predstavlja pogrešku izračuna i korekcije dodatne masene sile tijekom računalne simulacije strujanja.

Računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni pokazano je kako je modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije na konačnu raspodjelu profila kinetičke energije turbulencije izuzetno važno, s obzirom da standardnim vrijednostima konstanti modela turbulencije nije moguće ostvariti iznose kinetičke energije turbulencije u skladu s atmosferskim i laboratorijskim mjerenjima (dobivene vrijednosti mogu biti značajno manje od onih predviđenih mjerenjima). Međutim, analizom modeliranja dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije na strujanje inženjerskog AGS-a iznad modela brda jednostavne geometrije pokazano je kako modifikacija standardnih vrijednosti konstantni modela turbulencije može značajno utjecati na iznose prirasta brzine uz vrh brda, lokaciju točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja iza brda te iznosa kinetičke energije turbulencije u vrtložnim zonama iza brda. Pritom su najtočniji rezultati postignuti primjenom standardnih vrijednosti konstantni modela turbulencije.

Računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni primjenom modela čija strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini pokazano je kako je eksperimentalne rezultate raspodjele naprezanja moguće reproducirati samo korištenjem novog računalnog modela čije strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini. Model inženjerskog AGS-a čije strujanje uzrokuje smična sila generira raspodjele naprezanja i kinetičke energije turbulencije čije vrijednosti ostaju konstantne s porastom visine, dok model čije strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka generira naprezanja čije vrijednosti opadaju linearno s porastom visine. Dobiveni rezultati također pokazuju kako izbor korištenog modela inženjerskog AGS-a nema značajan utjecaj na konačnu raspodjelu osrednjene brzine. Generirane raspodjele profila osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja pokazuju kako odabir modela turbulencije značajnije utječe samo na raspodjelu profila osrednjene brzine. Pritom je pokazano i da je korištenjem tehnike domene preteče moguće generirati rezultate u skladu s rezultatima dobivenima primjenom tehnike domene sljednika. Osim toga, računalne simulacije strujanja u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene sljednika bez primjene dodatne masene sile pokazale su da kada se na ulaznoj površini računalne domene koriste profili generirani tehnikom domene preteče uz primjenu dodatne masene sile

korigiranih vrijednosti, dobiveno strujanje se može smatrati homogenim (u usporedbi sa situacijom kada se koristi tehnika domene sljednika u kombinaciji s dodatnom masenom silom korigiranih vrijednosti).

Računalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade jednostavne geometrije oblika kocke primjenom modela čija strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini pokazalo se kako dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja ne utječe na raspodjelu koeficijenta tlaka na površini zgrade. Također je pokazano da su raspodjele koeficijenta tlaka po modelu zgrade i ukupni iznos sile otpora zgrade prvenstveno uvjetovani korištenim modelom turbulencije, dok odabir vrste modela inženjerskog AGS-a nema značajan utjecaj na modeliranje opterećenja zgrade. Potvrđena je i pojava anomalije zaustavnog tlaka uzrokovana pretjerano visokim vrijednostima turbulentne viskoznosti koje se javljaju kada se turbulencija modelira koristeći modele turbulencije temeljene na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama. Kada se kao ulazni profili u računalnu domenu koriste profili prethodno generirani tehnikom domene preteče u praznoj računalnoj domeni primjenom novog računalnog modela i dodatne masene sile korigiranih vrijednosti, rezultati dobiveni bez primjene dodatne masene sile su u skladu s onima dobivenima primjenom dodatne masene sile. Time je potvrđeno da dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja ne utječe na raspodjelu polja koeficijenta tlaka i dobivene iznose koeficijenta sile otpora zgrade.

Modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a primjenom novog računalnog modela temeljenog na dodatnoj masenoj sili promjenjivoj po visini pokazalo se kako najznačajniji utjecaj na iznose prirasta brzine, pozicije pojave točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja, te iznose kinetičke energije turbulencije u vrtložnim zonama iza brda, ima modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije. Pritom su najtočniji rezultati ostvareni primjenom standardnih vrijednosti konstanti modela turbulencije. Računalne simulacije su pokazale da osim modeliranja dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije, važan utjecaj na iznose prirasta brzine, pozicije točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja, te iznose kinetičke energije turbulencije u vrtložnim zonama iza brda, imaju i hrapavost površine brda i nagib brda.

Modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade primjenom modela čija strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini, uz korištenje pet modela turbulencije temeljenih na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama, pokazano je kako odabir modela inženjerskog AGS-a ne

uzrokuje razlike u raspodjeli polja osrednjene brzine u okolini zgrade na visinama koje odgovaraju visinama pješaka. Veće razlike se mogu uočiti usporedbom rezultata generiranih različitim modelima turbulencije. Kada se na ulazu računalne domene koriste profili generirani tehnikom domene preteče u praznoj računalnoj domeni primjenom novog računalnog modela i dodatne masene sile korigiranih vrijednosti, dobiveni rezultati bez primjene dodatne masene sile su u skladu s onima dobivenima primjenom dodatne masene sile. Time je potvrđeno da primjena dodatne masene sile uvrštene u jednadžbu količine gibanja tijekom računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a oko modela uzdignute zgrade ne utječe na raspodjelu polja osrednjene brzine na visinama koje odgovaraju visinama pješaka.

Zaključak i znanstveni doprinos

U sklopu doktorskog istraživanja razvijen je novi računalni model inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini. Pritom dodatna masena sila fizikalno predstavlja dodatni gradijent tlaka uvršten u jednadžbu količine gibanja (uz postojeću silu konstantnog gradijenta tlaka), čiji se iznos mijenja s porastom udaljenosti od tla, u skladu sa strujanjem u AGS-u u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile. Početna vrijednost dodatne masene sile određena je derivacijom poznate raspodjele naprezanja. Tijekom računalne simulacije strujanja u praznoj računalnoj domeni uz primjenu tehnike domene preteče, početna vrijednost dodatne masene sile je korigirana korekcijskom procedurom ugrađenom u računalni algoritam.

Računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni primjenom novog računalnog modela pokazale su kako je novim modelom moguće točno modelirati strujanje u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom, homogenom i ravninskom AGS-u (inženjerskom AGS-u), s obzirom da su dobiveni profili osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja u skladu s teorijskim raspodjelama, te atmosferskim i laboratorijskim mjerenjima. Dobiveni rezultati potvrđuju da je teorijske ili eksperimentalne raspodjele naprezanja u inženjerskom AGS-u moguće u potpunosti reproducirati samo primjenom novog računalnog modela čije strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini (koja je tijekom računalne simulacije korigirana korekcijskom procedurom ugrađenom u računalni algoritam) u kombinaciji s tehnikom domene preteče.

Također je pokazano da je strujanje inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni moguće točno modelirati primjenom tehnike domene preteče, kada se strujanje modelira računalnim

modelima čija strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini. Pritom je po prvi puta strujanje inženjerskog AGS-a, čije je strujanje uzrokovano silom gradijenta tlaka, uspješno modelirano tehnikom domene preteče u kombinaciji s RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modelima turbulencije.

Računalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade jednostavne geometrije, modeliranjem strujanja iznad modela brda jednostavne geometrije i modeliranjem strujanja u okolini uzdignute zgrade s ciljem procjene brzine strujanja vjetra na visinama koje odgovaraju visinama pješaka, pokazano je kako je novim modelom čije strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini moguće točno modelirati probleme aerodinamike okoliša i konstrukcija. Dobiveni rezultati su u skladu s dostupnim eksperimentalnim podacima i prethodnim računalnim simulacijama.

Konačno, računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda jednostavne geometrije potvrđeno je da modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije uzrokuje iznose prirasta brzine uz vrh brda koji nisu u skladu s dostupnim rezultatima računalnih simulacija i eksperimentalnim podacima, pretjerano velike vrtložne zone iza brda te visoke vrijednosti kinetičke energije turbulencije u području iza brda. Rezultati potvrđuju kako je pri modeliranju problema aerodinamike okoliša i konstrukcija koristeći modele turbulencije temeljene na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama preporučljivo koristiti standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije.

EXTENDED ABSTRACT

Proper characterization of atmospheric flow is one of the most important tasks in wind engineering. This is because the characteristics of atmospheric flow may affect a wide range of human activities, such as the wind loading of structures, pedestrian wind comfort in urban areas, building and bridge aerodynamics, traffic safety, the dispersion of exhaust gases produced by industrial combustion or vehicles, the natural ventilation of buildings, structural aeroacoustics, the siting of wind farms, the aerodynamics of wind turbine rotors, and wind-induced vibrations. A good understanding of atmospheric flow characteristics may also prevent serious structural damage caused by the effects of strong winds, and may reduce the risk of human casualties.

The main research tools in wind engineering are atmospheric on-site measurements, measurements in wind tunnels, and the computational modelling of atmospheric flows by using computational fluid dynamics (CFD). Although atmospheric and laboratory measurements are still an essential tool to investigate atmospheric flow characteristics, CFD has been increasingly used in the last 30 years to model complex atmospheric flows. When compared to atmospheric and laboratory techniques, CFD is nowadays usually a less expensive and more efficient research tool. It is also less time consuming and allows for the computational modelling of the entire flow fields, which is usually not possible when flow characteristics are measured on site or in wind tunnels. Moreover, the computational modelling technique allows for effective control of the inflow characteristics, such as inflow wind speed or turbulence intensity.

The atmospheric boundary layer (ABL) is the lowest layer of the Earth's atmosphere, whose characteristics are mainly affected by the Earth's surface. Theoretical models and atmospheric measurements have shown that in strong wind conditions, the ABL flow might be modelled as neutrally stratified, stationary, homogeneous and unidirectional. As strong wind conditions are often most interesting for wind engineers, the neutrally stratified, stationary, homogeneous and unidirectional ABL is also referred to as engineering ABL.

Although large-eddy simulations have been increasingly used for the computational modelling of atmospheric turbulence, steady RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) is still a widespread tool for the modelling of atmospheric turbulence. This is because it is not so

time consuming when compared to large-eddy simulations, and consequently it allows for the faster generation of computational results. The engineering ABL flow in an empty computational domain is computationally modelled by using the precursor domain technique or the successor domain technique. The former ensures flow homogeneity inside the computational domain as the Neumann boundary condition is applied at the inlet and the outlet boundaries of the domain for all modelled quantities (e.g. mean velocity, turbulence kinetic energy), or because the inlet and the outlet boundaries are treated as periodic boundaries. Unlike the precursor domain technique, the successor domain technique does not *a priori* ensure the homogeneity of the flow because the inflow profiles for the modelled quantities are defined at the inlet boundary, and the Neumann boundary condition is applied at the outlet boundary. Accordingly, the pressure gradient that could occur in the computational domain modifies the inflow profiles along the computational domain. When the successor domain technique is used, the inlet boundary conditions for the modelled quantities must be implemented in the employed CFD algorithm. This is not the case with the precursor domain technique. However, the force (or the forces) that drive the flow throughout the computational domain need to be explicitly modelled when the precursor domain technique is employed.

Hypothesis and research methodologies

A novel computational model for engineering ABL simulation was developed. The flow generated by the presented model is driven by the additional body force that varies with the increase in height. The body force was implemented in the momentum equation and its initial value was determined by deriving the known targeted stress distribution. This body force was derived by analysing the realistic neutrally stratified, stationary and homogeneous ABL, where the flow veers with the increase in height due to the effects of the Coriolis force. By analysing the forces that drive and retard such flow, it was shown that the flow in the neutrally stratified, stationary and homogeneous ABL is driven by the pressure gradient force that varies with the increase in height. This pressure gradient force is at its maximum close to the ground, while it declines as the height increases until it vanishes at geostrophic height. The performed analysis confirmed that the engineering ABL flow may be generated by applying the additional body force that varies with the increase in height, in the same manner as the flow in the neutrally stratified, stationary and homogeneous ABL is driven by the pressure gradient force that varies as the height increases.

The initial body force values were corrected during the performed precursor domain technique computation by the correction procedure implemented in the open-source CFD algorithm OpenFOAM®. This was done to ensure that the computationally modelled stress distribution matches the experimental or theoretical stress distribution.

The research hypothesis are as follows:

- a) The appropriate stress, mean velocity, and turbulence kinetic energy profiles that agree with the theoretical distributions or the atmospheric and laboratory measurements may be generated by the computational modelling of the engineering ABL flow driven by the additional body force implemented in the momentum equation. The implemented body force varies with the increase in height.
- b) The new model for the engineering ABL computation may be used to computationally model the problems related to the environmental and structural aerodynamics.

The new computational model was tested by the computational analysis of the engineering ABL flow in an empty computational domain. The engineering ABL was computationally modelled by using both the precursor and the successor domain techniques, together with the five various steady RANS turbulence models, i.e. standard $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, realizable $k-\varepsilon$, Wilcox's $k-\omega$, and Menter's $k-\omega$ SST turbulence model. The generated computational results were also compared to the computational results generated by using the shear stress-driven and the pressure-driven engineering ABL models.

The profiles of the mean velocity, turbulence kinetic energy and dissipation rate or specific dissipation rate generated by the precursor domain technique using the presented engineering ABL model driven by the body force that varies with the increase in height were subsequently used as the inflow profiles at the inlet boundary of the computational domain when specific problems related to the wind engineering were studied. This was done to investigate the ability of the presented computational model to determine wind loads on structures (the pressure coefficient distribution on the building model surfaces and the drag force coefficient of the building model) and the characteristics of the engineering ABL flow above hilly terrain (mean velocity speed-up at the hill crest, the positions of the separation and the reattachment of the flow, turbulence kinetic energy distribution in the wake region behind the hill), and to estimate pedestrian wind comfort in the vicinity of a lift-up building (mean velocities at pedestrian-level heights).

Computational results

The computational results generated by using the new model of the engineering ABL in combination with the precursor domain technique confirm that the obtained flow is homogeneous due to the Neumann boundary condition applied at the inlet and the outlet boundaries of the computational domain. The obtained results also indicate that the pressure gradient generated in the computational domain does not influence the flow. Moreover, the computationally generated flow is mostly driven by the additional body force that varies with the increase in height, whereas the pressure gradient actually represents the error of the calibrated body force calculated by the correction procedure implemented in the CFD algorithm.

Computational modelling of the engineering ABL flows in an empty computational domain showed that inactive turbulence modelling is the main prerequisite to achieve distributions of the turbulence kinetic energy in agreement with the atmospheric and laboratory measurements. It was also demonstrated that appropriate distributions of the turbulence kinetic energy cannot be achieved when the standard values of the turbulence model constants are used, as calculated turbulence kinetic energy values are significantly lower than the values predicted by the measurements. On the contrary, the computational modelling of the engineering ABL flow above the hill showed that modification of the turbulence model constants may seriously affect the mean wind speed-up values near the crest of the hill, the locations of the separation and the reattachment of the flow, and may also affect the turbulence kinetic energy distributions in the wake region behind the hill. When compared to the experimental measurements, the best results were obtained using the standard values of the turbulence model constants, i.e. without inactive turbulence modelling.

Computational modelling of the engineering ABL flow in an empty computational domain by using the shear stress-driven, pressure-driven and body force-driven ABL models showed that experimental stress values can be reproduced only by a new computational model based on the additional body force that varies with the increase in height. The stress and the turbulence kinetic energy profiles obtained using the shear-stress-driven ABL model remain constant with the increase in height, while they decrease linearly with the increase in height when the pressure-driven ABL model is employed. All three ABL models generated similar mean velocity profiles. The obtained mean velocity, stress and turbulence kinetic energy profiles indicated that the choice of the steady RANS turbulence model affects only the mean velocity

profile results. It was also confirmed that the precursor domain technique produces results that agree well with the results obtained using the successor domain technique. When the profiles generated by using the precursor domain technique and the presented computational model based on the body force that varies with the increase in height are set at the inlet boundary, the flow generated by using the successor domain technique without the additional body force can be considered homogeneous (in comparison with the results obtained by using the successor domain technique with the applied additional body force).

Computational modelling of the engineering ABL flow over the cubic building model by using the shear stress-driven, pressure-driven and the body force-driven models showed that the additional body force implemented in the momentum equation does not affect the computational pressure coefficient distributions on the cubic building surfaces. The pressure coefficient distributions on these surfaces and the total drag force of the building are primarily affected by the choice of the steady RANS turbulence model, while the obtained results indicate that the employed ABL model does not influence the wind loads on buildings. The computational results also confirmed the appearance of the stagnation pressure anomaly caused by high values of the modelled turbulent viscosity, which is a drawback of the steady RANS turbulence models. When the profiles generated by using the precursor domain technique and the new computational model based on the body force that varies with the increase in height are set at the inlet boundary, the profiles generated by using the successor domain technique without the additional body force agree well with the results obtained by using the successor domain technique with the applied additional body force. These results indicate that the additional body force implemented in the momentum equation does not influence the pressure coefficient distributions on the cubic building surfaces and the calculated drag force coefficient.

The mean wind speed-up values at the crest of the hill, the locations of the separation and the reattachment of the flow and the turbulence kinetic energy distributions in the wake region behind the hill generated by the computational modelling of the engineering ABL flow above the hill are mostly affected by the inactive turbulence modelling. When compared to the laboratory measurements, the best results were obtained using the standard values of the turbulence model constants. The obtained results also indicate that the mean wind speed-up values at the crest of the hill, the locations of the separation and the reattachment of the flow and the turbulence kinetic energy distributions in the wake region behind the hill are affected by the roughness of the hill surface and the slope of the hill. Computationally modelled mean

velocity values at pedestrian-level heights in the vicinity of a lift-up building by using the shear stress-driven, pressure-driven and body force-driven ABL models together with the five various steady RANS turbulence models showed that the choice of the ABL model does not influence the computational results. On the contrary, the obtained results indicate that the computationally modelled mean velocity values are mostly affected by the employed steady RANS turbulence model. When the profiles generated by using the precursor domain technique and the presented computational model based on the body force that varies with the increase in height are set at the inlet boundary, the mean velocity values generated by using the successor domain technique without the additional body force agree well with the mean velocity values obtained by using the successor domain technique with the applied additional body force. These results indicate that the additional body force implemented in the momentum equation does not influence the mean velocity results at pedestrian-level heights in the vicinity of a lift-up building.

Conclusion and scientific contribution

The novel computational model was developed for the computational modelling of the engineering ABL flow that is driven by the additional body force that varies with the increase in height. This additional body force is implemented in the momentum equation along the constant pressure gradient force. The implemented body force represents the additional pressure gradient force that varies with the increase in height, in the same manner as the pressure gradient force varies in the neutrally stratified, stationary and homogeneous ABL where the flow varies with the height due to the Coriolis force. The initial body force value was determined by deriving the known targeted stress distribution and was corrected during the computational analysis by the correction procedure implemented in the CFD algorithm.

The computational results obtained by modelling the engineering ABL flow in an empty computational domain using the developed engineering ABL model showed that the presented model is capable of reproducing mean velocity, turbulence kinetic energy and stress profiles in agreement with the theoretical distributions and atmospheric or laboratory measurements. The obtained results also indicate that appropriate stress profiles can be computationally reproduced only when the flow is modelled by using the precursor domain technique and the new engineering ABL model driven by the body force that is calibrated during the computation using the correction procedure implemented in the CFD algorithm.

The performed computational investigation also showed that the shear stress-driven, pressure-driven and body force-driven engineering ABL flow can be properly modelled by using the precursor domain technique. The pressure-driven engineering ABL flow was modelled for the first time in combination with the RNG $k-\varepsilon$ and *realizable* $k-\varepsilon$ turbulence models using the precursor domain technique.

Computational simulations of wind loads on a cubic building, the engineering ABL flow above hilly terrain, and mean velocity values at pedestrian-level heights in the vicinity of the lift-up building showed that the developed model can be adopted for modelling common problems in environmental and structural aerodynamics, as the obtained results agree well with the available laboratory measurements or previous computational simulations.

The computational modelling of the engineering ABL flow above hilly terrain confirmed that inactive turbulence modelling generates mean wind speed-up at the crest of the hill that does not agree with laboratory measurements and previous computational simulations. Inactive turbulence modelling also produces a large wake behind the hill and high turbulence kinetic energy in the wake. The performed computations confirm that the standard values of the steady RANS turbulence model constants need to be used to computationally model problems in environmental and structural aerodynamics.

Keywords: Environmental aerodynamics; Computational wind engineering; RANS turbulence modelling; Atmospheric boundary layer; Additional body force; Wind loads on structures; Hilly terrain; Inactive turbulence; Lift-up building; Pedestrian wind comfort; OpenFOAM®.

1. UVOD

Važan zadatak meteorologa i građevinskih i strojarskih inženjera jest proučavanje strujanja zraka u atmosferi koje se naziva vjetar [1], [2], [3], [4], zato što karakteristike strujanja vjetra mogu bitno utjecati na različite ljudske djelatnosti, poput utjecaja vjetra na opterećenje konstrukcija i udobnost pješaka u urbanim naseljima, aerodinamike zgrada i mostova, utjecaja vjetra na odvijanje prometa, problema disperzije ispušnih plinova i štetnih čestica u urbanim okruženjima nastalih kao produkt industrijskih izgaranja ili u motorima s unutrašnjim izgaranjem, prirodne ventilacije zgrada, aeroakustike konstrukcija, pozicioniranja vjetroturbina na brdovitom terenu, aerodinamike rotora vjetroturbina, problema eolskih vibracija, i ostalih [5], [6], [7]. Točno poznavanje karakteristika atmosferskog strujanja mnogo se puta pokazalo iznimno važnim kako bi se izbjegla oštećenja infrastrukture i imovine, ali i ljudske žrtve.

Vjetroiženjerstvo (engl. *wind engineering*) predstavlja granu inženjerstva koja uključuje specifična znanja drugih grana inženjerstva i znanosti (poput strojarstva, građevinarstva, meteorologije i primijenjene fizike), a čija je glavna zadaća istraživanje utjecaja vjetra na ljude i okolinu u kojoj ljudi obitavaju (pritom okolina može biti prirodna i umjetna). Shodno tome, neki od zadataka vjetroiženjerstva su proučavanje utjecaja jakih vjetrova na konstrukcije s ciljem sprječavanja infrastrukturnih oštećenja, proučavanje utjecaja vjetra na udobnost pješaka u urbanim okruženjima, istraživanje utjecaja vjetra na sigurnost odvijanja prometa i disperziju ispušnih plinova nastalih u motorima s unutrašnjim izgaranjem, definiranje optimalne pozicije vjetroparkova s ciljem poboljšanja proizvodnje električne energije, itd.

Važnost vjetroiženjerstva postaje jasna iz dostupnih podataka o infrastrukturnim štetama uzrokovanim djelovanjem vjetra na konstrukcije. Tako je npr. samo na Novom Zelandu ukupna vrijednost osiguranja od infrastrukturnih oštećenja uzrokovanih olujama u zadnjih desetak godina iznosila oko milijardu novozelandskih dolara [8]. Dostupni podatci osiguravajućih društava pokazuju i kako su konstrukcijske štete uslijed djelovanja jakih vjetrova imale udio od 70% u štetama od prirodnih nepogoda koje su pokrivala osiguravajuća društva u periodu od 1970. do 2012. godine. Iznosi osiguranja od šteta uzrokovanih vjetrom su u porastu nakon 1987. godine, prvenstveno zbog pojave čestih tropskih ciklona na području Sjedinjenih Američkih Država i zimskih oluja na području Europe [9].

Nasukavanje kontejnerskog broda *Ever Given* u Sueskom kanalu u ožujku 2021. godine uzrokovano jakim udarom bočnog vjetra [10] pokazalo je kako nesreće izazvane djelovanjem vjetra potencijalno mogu ozbiljno utjecati i na sveukupnu svjetsku trgovinu (a time i na ukupno svjetsko gospodarstvo), s obzirom da se spomenutim kanalom odvija 12% ukupne svjetske trgovine [11]. Ovo potvrđuje važnost istraživanja utjecaja vjetra na promet u vjetroinženjerstvu [12], [13], [14], [15].

1.1. Metode istraživanja u vjetroinženjerstvu

Metode istraživanja u vjetroinženjerstvu se temelje na: a) mjerenjima u atmosferi, b) eksperimentalnom modeliranju atmosferskog strujanja u zračnim tunelima i c) računalnom modeliranju atmosferskog strujanja.

Direktnim mjerenjem u atmosferi moguće je dobiti važne informacije vezane uz brzinu i smjer vjetra. Prednost mjerenja u prirodi je i to što je njima moguće uočiti ponekad kompleksne meteorološke pojave u atmosferi, dok su nedostaci takvih mjerenja to što ih je teško izvoditi u kontroliranim uvjetima zbog promjenjivih meteoroloških uvjeta. Još jedan važan nedostatak atmosferskih mjerenja je to što se ona obično provode na konačnom broju mjernih mjesta u prirodi, te je njima nemoguće mjeriti cjelokupna polja fizikalnih veličina [16]. Rezultati atmosferskih mjerenja se često koriste za generiranje odgovarajućih ulaznih parametara (npr. profila brzine i kinetičke energije turbulencije) pri eksperimentalnom i računalnom modeliranju atmosferskog strujanja ili za validaciju rezultata laboratorijskih mjerenja i računalnih simulacija.

Nemogućnost mjerenja cjelokupnih polja fizikalnih veličina također spada u nedostatke eksperimentalne metode modelskih mjerenja u zračnom tunelu, s obzirom da PIV (engl. *particle image velocimetry*) i LIF (engl. *laser-induced fluorescence*) tehnike mjerenja koje se u eksperimentalnom vjetroinženjerstvu često koriste omogućuju prikupljanje 2D i 3D podataka. Pri laboratorijskim mjerenjima na modelu u zračnom tunelu koristeći spomenute tehnike se rijetko kao rezultat dobiju cjelokupna polja fizikalnih veličina. Osim toga, mjerenjima laserskim metodama na kompleksnim geometrijama nije u potpunosti moguće istovremeno prikupiti podatke na raznim pozicijama u okolini modela (zbog kompleksnosti geometrije modela). Kod modelskih eksperimenata je također potrebno zadovoljiti i uvjete sličnosti [16].

Iako su atmosferska mjerenja i modelska ispitivanja u zračnom tunelu neizostavne temeljne metode istraživanja u vjetroinženjerstvu, u posljednjih tridesetak godina se zahvaljujući poboljšanju računalnih mogućnosti i istovremenom smanjenju cijene računalnih komponenti te velikom napretku u razvoju računalnih modela sve više primjenjuju i računalne metode. To područje vjetroinženjerstva se naziva računalno vjetroinženjerstvo (engl. *computational wind engineering*).

1.2. Računalno vjetroinženjerstvo

Računalno vjetroinženjerstvo se temelji na metodama računalne dinamike fluida (RDF, engl. *computational fluid dynamics*) i ima nekoliko izuzetno važnih prednosti u odnosu na atmosferska mjerenja i mjerenja u zračnom tunelu. Računalnim metodama moguće je detaljnije opisati polja fizikalnih veličina u zraku koji struji oko ispitivanog objekta, a važna je prednost i činjenica da se pritom mogu proračunavati problemi na svim geometrijskim mjerama, od modelskih do stvarnih dimenzija. Pritom je moguće u potpunosti kontrolirati uvjete strujanja po rubnim površinama računalne domene, što je nemoguće u slučaju mjerenja u atmosferi [16]. Prednost računalnih simulacija (ali i modelskih eksperimenata), u odnosu na atmosferska mjerenja, je što se računalne metode mogu koristiti u fazi projektiranja (npr. pri projektiranju nove zgrade u već postojećoj gradskoj četvrti).

Osnovna podjela tipova istraživanja u računalnom vjetroinženjerstvu je prema veličinama duljinskih i vremenskih mjera koje se modeliraju, a shodno tome podjela je na: a) makroskalu ili sinoptičku mjeru (engl. *macroscale or synoptic scale*), b) mezoskalu (engl. *mesoscale*) i c) mikroskalu (engl. *microscale*). Makroskala uključuje sve duljinske mjere atmosferskih strujanja veličine nekoliko stotina kilometara i vremenske mjere trajanja od nekoliko dana do nekoliko godina (npr. veliki ciklonalni sustavi i tropske ciklone). Mezoskala u obzir uzima duljinske mjere atmosferskih pojava u rasponu od nekoliko kilometara do nekoliko stotina kilometara i vremenskih mjera trajanja u rasponu od jednog sata do jednog mjeseca (npr. oluje i specifični vremenski sustavi uzrokovani topografskim karakteristikama), dok mikroskala odgovara duljinskim mjerama strujanja manjima od dva kilometra i vremenskim mjerama trajanja kraćim od jednog sata (npr. turbulencija u atmosferi nastala kao posljedica međudjelovanja zraka s tlom uslijed izmjene topline, zavjetrina zgrada i konstrukcija, itd.) [16], [17]. S obzirom da je vjetroinženjerima najčešće važno točno poznavati značajke

strujanja vjetra, makroskale i mezoskale su predmet istraživanja u području meteorologije, dok se mikroskale analiziraju u računalnom vjetroinženjerstvu.

Dobar računalni model atmosferskog strujanja na mikroskali treba omogućiti pravilno modeliranje atmosferskog graničnog sloja (AGS, engl. *atmospheric boundary layer*). Atmosferski granični sloj je najniži sloj Zemljine atmosfere koji ujedno predstavlja i najniži sloj troposfere. Karakteristike strujanja u AGS-u su pod direktnim utjecajem površine Zemlje. Iz tog se razloga AGS u literaturi često definira kao sloj zraka u blizini površine Zemlje unutar kojega efekti na površini (npr. trenje na površini, promjena temperature površine, isparavanje i kondenzacija na površini) uzrokuju izmjenu mase, količine gibanja i energije turbulentnim strujanjem čije su duljinske mjere reda veličine debljine graničnog sloja ili manje, dok su vremenske mjere trajanja kraćeg od jednog dana [18]. Debljina AGS-a pritom je uglavnom definirana kao visina na kojoj se javlja temperaturna inverzija kojom se turbulentno strujanje unutar graničnog sloja odvaja od strujanja izvan graničnog sloja. Debljina graničnog sloja se mijenja tijekom dana (s promjenom temperaturne stratifikacije unutar AGS-a) i kreće se u rasponu od nekoliko desetina metara do nekoliko kilometara [3], [19]. Teorijska predviđanja i atmosferska mjerenja su također pokazala kako strujanje unutar AGS-a nije ravninsko, već mijenja smjer s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile koja je posljedica rotacije Zemlje [1], [2], [3], [20], [21].

U meteorologiji je, kada se atmosfersko strujanje razmatra na mikroskali, česta i uobičajena podjela AGS-a s obzirom na temperaturnu stratifikaciju. Tako se razlikuje a) neutralno temperaturno stratificiran AGS od b) nestabilno i stabilno temperaturno stratificiranog AGS-a [2], [3], [22], [23]. Temperaturna stratifikacija AGS-a (a samim time i karakteristike strujanja poput brzine i intenziteta turbulencije vjetra) je primarno uvjetovana dnevnim ciklusom izmjene dana i noći. Navedena raspodjela temperaturne stratifikacije vrijedi u slučaju lijepog vremena uzrokovanog snažnim anticiklonalnim djelovanjem [22].

U zoru i tijekom dana dolazi do zagrijavanja tla zračenjem (od izlaska do zalaska sunca), pri čemu tlo poprima višu temperaturu od hladnijeg zraka u graničnom sloju (tijekom noći temperatura zraka opada). Pritom dolazi do konvektivne izmjene toplinskog toka između toplijeg tla i hladnijeg zraka, kao i izmjene topline zračenjem zbog hladnijeg zraka u višim slojevima AGS-a. Uslijed toga dolazi do pojave uzgonskih efekata u atmosferi koji dovode do pojave slobodne konvekcije, a posljedično do cirkulacije zraka u AGS-u (topli zrak uz tlo se uzdiže u više slojeve AGS-a, a hladniji zrak iz viših slojeva ponire prema tlu). Pritom nastaje

nestabilno temperaturno stratificiran AGS (engl. *unstable atmospheric boundary layer*) u kojem je strujanje izrazito turbulentno [3], [4], [22], [23]. Iako je nastanak takvog AGS-a karakterističan za sredinu dana, on može lokalno nastati i u uvjetima kada se hladna masa zraka pojavi iznad tople morske površine [22].

Tijekom noći dolazi do stabilne temperaturne stratifikacije AGS-a (engl. *stable atmospheric boundary layer*) koju uzrokuje hlađenje tla uslijed izmjene topline zračenjem (tlo predaje toplinski tok okolišu). Do stabilne stratifikacije atmosfere lokalno može doći i tijekom dana iznad morske površine u slučaju da je temperatura morske površine niža od temperature zraka iznad morske površine. Turbulencija i brzina strujanja zraka u takvom AGS-u su manje izražene nego što je slučaj kod nestabilne temperaturne stratifikacije. Strujanje u takvom AGS-u karakterizirano je pojavom manjih vrtloga i izrazito jakog smicanja vjetra (engl. *wind shear*) uzrokovanog duljinskom i vremenskom promjenom brzine i smjera vjetra [3], [4], [22], [23].

Pojava neutralno temperaturno stratificiranog AGS-a u prirodi je rijetka. Dosadašnja mjerenja pokazala su kako se temperaturna stratifikacija najbližnja neutralnoj u prirodi ostvaruje u uvjetima jakih vjetrova (uslijed pojave jakih ciklonalnih sustava) kada se zbog izrazite prisilne konvekcije mogu zanemariti efekti slobodne konvekcije. U takvom je AGS-u moguće zanemariti pojave nastale uslijed izmjene topline između tla i zraka (zbog dominantnosti inercijskih sila), te je takav AGS najbliži inženjerskom aerodinamičkom graničnom sloju (engl. *engineering aerodynamical boundary layer*) koji nastaje strujanjem fluida preko ravne nepropusne ploče hrapave površine, beskonačne širine i duljine [23], [24]. Primjenom teorije sličnosti pokazano je kako u uvjetima neutralne temperaturne stratifikacije kut zakretanja strujanja u AGS-u ovisi o geostrofičkoj brzini (brzini strujanja vjetra izvan AGS-a), zemljopisnoj širini i aerodinamičkoj duljini hrapavosti tla (predstavlja mjeru visine hrapavosti površine i gustoće raspodjele površinskih elemenata) [2]. Pritom je kut zakretanja strujanja manji pri većoj geostrofičkoj brzini (pritom su veći i iznosi brzine vjetra u graničnom sloju) i manjoj aerodinamičkoj duljini hrapavosti tla. Rezultati dobiveni primjenom teorije sličnosti su potvrđeni atmosferskim mjerenjima [20]. Teorijom sličnosti i atmosferskim mjerenjima pokazalo se kako kut zakretanja strujanja u nižim slojevima neutralno temperaturno stratificiranog AGS-a pri jakim vjetrovima približno iznosi nekoliko stupnjeva [23].

Kako su mjerenja u atmosferi pokazala da je u slučaju strujanja jakih vjetrova AGS uglavnom neutralno temperaturno stratificiran [20], [25] (što npr. može pogoršati uvjete za disperziju

štetnih plinova u atmosferi [26]), te da strujanje u tom slučaju ne mijenja bitno smjer s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile [20], [27], [28], [29], [30], [31], [32], rijetki su računalni modeli u računalnom vjetroinženjerstvu koji u obzir uzimaju temperaturne efekte [26], [33], [34] i zakretanje strujanja s porastom visine [35], [36]. Shodno tome, većinom računalnih modela se modelira strujanje u ravninskom AGS-u uz pretpostavku neutralne temperaturne stratifikacije, pri čemu takvi modeli ne zahtijevaju rješavanje energijske jednadžbe i modeliranje zakretanja strujanja s porastom visine (time se znatno pojednostavljuje postupak numeričkog proračuna).

Važne pretpostavke koje se uzimaju u obzir prilikom računalnog modeliranja AGS-a su: a) pretpostavka horizontalne homogenosti (izobraženosti) strujanja u AGS-u i b) pretpostavka stacionarnosti strujanja u AGS-u. Horizontalna homogenost strujanja pretpostavlja zanemarenje promjene osrednjenih fizikalnih veličina u smjeru strujanja, što još dodatno pojednostavljuje model strujanja. U stvarnosti se takav AGS formira samo nad otvorenom morską površiną koja je slična idealiziranoj beskonačnoj površini nad kojom bi se homogenost mogla ostvariti, dok se nad tloć homogenost ostvaruje samo lokalno zbog promjenjive strukture tla i raspodjele objekata na tlu [19]. Atmosferski granični sloj u kojem je ostvarena horizontalna homogenost strujanja se u literaturi naziva homogeni AGS. Što se tiče homogenosti turbulencije, ona je zadovoljena lokalno ukoliko su duljinske mjere atmosferske turbulencije puno manje od duljinskih mjera vanjskih parametara koji utječu na strujanje (poput visine elemenata površinske hrapavosti), tj. ako vrijedi da je $L_x \gg l \sim h_{ABL}$ [3]. Pritom L_x predstavlja duljinsku mjeru promjene površinskih uvjeta (raspodjele elemenata hrapavosti na tlu), l predstavlja duljinsku mjeru velikih vrtloga najvećeg iznosa kinetičke energije turbulencije, dok h_{ABL} predstavlja debljinu AGS-a.

Iako se uvjet stacionarnosti strujanja u AGS-u u prirodi teško može zadovoljiti zbog promjena karakteristika strujanja u AGS-u uzrokovanih različitim temperaturnim stratifikacijama uslijed ciklusa izmjene dana i noći, u stvarnosti se u većini slučajeva strujanje unutar AGS-a može tretirati kao niz stacionarnih strujanja [19]. Turbulencija se u AGS-u može smatrati stacionarnom ukoliko su njezine vremenske mjere male u usporedbi s vremenskim mjerama vanjskih parametara koji utječu na strujanje. Na primjer, u slučaju poznate raspodjele površinskog toplinskog toka Q_0 koji se izmjenjuje između tla i zraka u periodu od jednog dana (tijekom izmjene dana i noći), za očekivati je da se turbulencija može smatrati približno stacionarnom ukoliko su vremenske mjere promjene površinskog toplinskog toka $\frac{1}{Q_0} \frac{\partial Q_0}{\partial t}$

bitno veće od vremenskih mjera obrtaja velikih vrtloga h_{ABL}/U (engl. *large-eddy turnover time*), tj. mora vrijediti da je $\left(\frac{1}{Q_0} \frac{\partial Q_0}{\partial t}\right) \left(\frac{h_{ABL}}{U}\right) \ll 1$ [3]. Pritom je U osrednjena brzina strujanja.

Time se može opravdati pretpostavka stacionarnosti strujanja u AGS-u, a posljedično se pojednostavljuje računalno modeliranje.

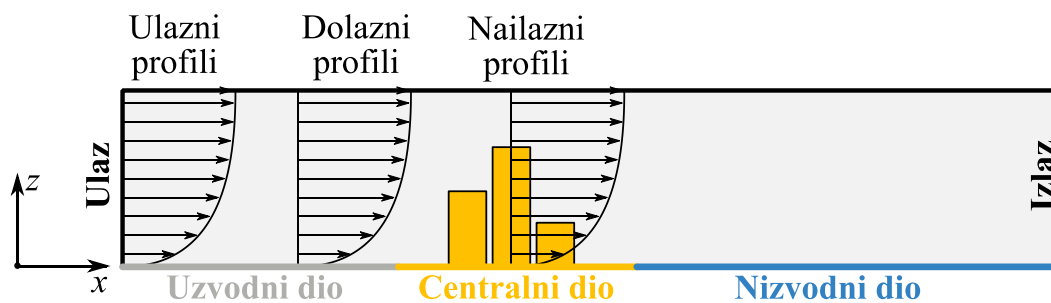
Analizom je pokazano kako vremenske promjene debljine AGS-a ne utječu na turbulenciju ukoliko su one puno manje od karakteristične osrednjene brzine strujanja u graničnom sloju, tj. $\frac{\partial h_{ABL}}{\partial t} \ll U$. Takvi su uvjeti obično zadovoljeni u slučaju nestabilne temperaturne stratifikacije atmosfere, odnosno kod AGS-a koji nastaje tijekom dana [3]. Oni su također zadovoljeni u slučaju neutralno temperaturno stratificiranog AGS-a koji nastaje u slučaju jakih vjetrova (velika osrednjena brzina strujanja U), u kojem su inercijski efekti bitno veći od ostalih (poput npr. efekata nastalih uslijed temperaturnih razlika). Kako je turbulencija u stabilno temperaturno stratificiranom AGS-u koji uglavnom nastaje tijekom noći manje izražena (u AGS-u nastaju vrtlozi manjih duljinskih mjera i većih vremenskih mjera, zbog čega dulje opstaju), za očekivati je kako je strujanje u stabilnoj temperaturnoj stratifikaciji podložnije nehomogenostima uzrokovanim raspodjelom elemenata hrapavosti na tlu [3].

U sklopu ovog rada računalno je modeliran neutralno temperaturno stratificirani, stacionarni, homogeni i ravninski AGS. S obzirom da se takav AGS najčešće koristi u vjetroinženjerstvu (npr. opterećenje konstrukcija uslijed djelovanja vjetra, određivanje udobnosti pješaka pri strujanju jakih vjetrova u urbanom okruženju, određivanje optimalnih pozicija za vjetroparkove na brdovitom terenu), u daljnjem se tekstu takav AGS naziva inženjerski AGS (engl. *engineering atmospheric boundary layer*).

1.3. Pregled dosadašnjih istraživanja iz područja računalnog modeliranja inženjerskog atmosferskog graničnog sloja

Točno modeliranje turbulencije pri računalnom modeliranju inženjerskog AGS-a izuzetno je važno kako bi se osigurali rezultati u skladu s dostupnim atmosferskim mjerenjima ili eksperimentalnim rezultatima iz zračnog tunela. Iako se u posljednje vrijeme sve više koriste računalni modeli temeljeni na modeliranju turbulencije koristeći simulaciju velikih vrtloga (engl. *large eddy simulation* – LES) [37], [38], [39], [40], [41], [42], [43], [44], mnogi računalni modeli se još uvijek temelje na rješavanju vremenski osrednjenih Navier-

Stokesovih jednadžbi (engl. *Reynolds-averaged Navier-Stokes* – RANS). Dosadašnja istraživanja su pokazala kako je RANS modelima turbulencije moguće računalno modelirati inženjerski AGS u praznoj računalnoj domeni u skladu s atmosferskim i laboratorijskim mjerenjima, pri čemu su utrošeno vrijeme i resursi bitno manji u odnosu na simulacije velikih vrtloga.



Slika 1. Shematski prikaz važnosti ostvarivanja horizontalne homogenosti strujanja na primjeru računalne domene u kojoj su smješteni modeli zgrada.

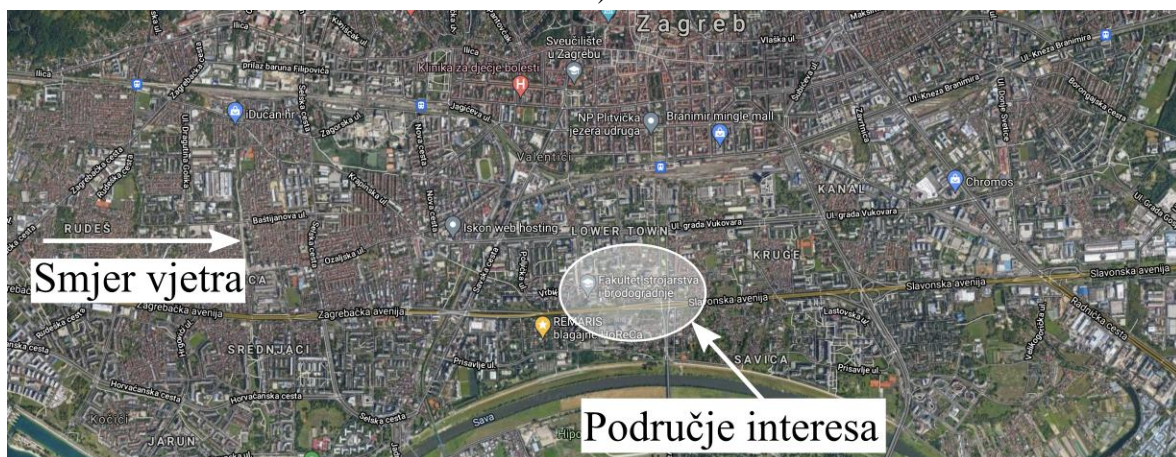
Prethodna su istraživanja na temu računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a metodom konačnih volumena (engl. *finite volume method* – FVM) koristeći RANS modele turbulencije pokazala kako je potrebno zadovoljiti temeljne preduvjete da bi računalni model osigurao horizontalnu homogenost strujanja i rezultate u skladu s atmosferskim i laboratorijskim mjerenjima: a) zadavanje odgovarajućih ulaznih profila karakterističnih veličina na ulazu u računalnu domenu, te odgovarajućih rubnih uvjeta na gornjoj površini računalne domene, b) pravilno modeliranje strujanja u neposrednoj blizini nepropusne stijenke i c) uzimanje u obzir dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije (engl. *inactive turbulence*) [45], [46]. Ulazni profili fizikalnih veličina, rubni uvjet na gornjoj površini računalne domene i korištene zidne funkcije koje u obzir uzimaju hrapavost površine stoga trebaju imati konzistentne matematičke formulacije koje omogućavaju postizanje homogenosti strujanja i generiranje rezultata u skladu s atmosferskim ili laboratorijskim mjerenjima. Pokazalo se kako je homogenost strujanja kroz računalnu domenu nužno ostvariti kako bi se izbjegle razlike između računalno generiranih rezultata i mjerenja u prirodi ili dostupnih podataka iz zračnog tunela [47]. Na taj način se osigurava da se profili zadani na ulaznoj površini računalne domene (ulazni profili) ne podešavaju u uzvodnom dijelu računalne domene i da profili karakterističnih veličina koji nailaze na modele zgrada u centralnom dijelu domene (nailazni profili) budu jednaki ulaznim profilima, kao što je to shematski prikazano na slici 1.

Homogenost strujanja je bitno ostvariti prilikom računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a, s obzirom da se ona postiže i u stvarnim atmosferskim uvjetima. Uzmimo npr.

situaciju u kojoj bi se željelo računalno modelirati strujanje oko južne zgrade Fakulteta strojarstva i brodogradnje (FSB) u Zagrebu, čija je satelitska snimka prikazana na slici 2a). Lijevo od područja interesa (južne zgrade FSB-a i okolnih zgrada) nalazi se zapadni dio grada Zagreba čija se površinska hrapavost može smatrati jednolikom (jednoliko raspoređene zgrade, otprilike jednakih visina), kao što je prikazano satelitskom snimkom 2b).



a)



b)

Slika 2. Modificirane satelitske snimke: a) južne zgrade Fakulteta strojarstva i brodogradnje (FSB) i okolnih zgrada, te b) dijela grada Zagreba s naznačenim područjem interesa oko južne zgrade FSB-a. Izvor originalnih satelitskih snimki: *Google maps*, <https://www.google.com/maps>.

Uz pretpostavku da vjetar puše iz smjera zapada prema istoku grada (s lijeve prema desnoj strani slike), strujanje u AGS-u bi u stvarnosti nastalo i poprimilo homogene karakteristike struajući preko zapadnog dijela grada Zagreba. Ukoliko bi se takvo homogeno strujanje željelo pravilno računalno modelirati, to je moguće samo uz zadavanje pravilnih ulaznih profila na ulaznoj površini računalne domene, uz pravilno zadavanje rubnog uvjeta na gornjoj površini računalne domene i pravilnim modeliranjem površinske hrapavosti zapadnog dijela grada

koristeći zidne funkcije koje u obzir uzimaju hrapavost površine. Pritom nije potrebno modelirati cijelo područje zapadnog dijela grada, već samo manje područje ispred modela južne zgrade FSB-a i okolnih zgrada (na slici 2b) prikazano kao područje interesa). Na taj način bi se osiguralo da se računalnim modeliranjem ostvare homogene karakteristike strujanja u inženjerskom AGS-u, a time i nastrojavanje odgovarajućih profila osrednjene brzine i kinetičke energije turbulencije na zgrade koje se nalaze u području interesa.

Što se tiče modeliranja strujanja u neposrednoj blizini nepropusne stijenke, dosadašnji su se modeli uglavnom temeljili na korištenju zidnih funkcija koje u obzir uzimaju hrapavost površine. Pri tome se koriste dva tipa zidnih funkcija: a) zidne funkcije temeljene na Nikuradseovoj visini hrapavosti [48], [49] i b) zidne funkcije temeljene na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine [50]. Zidne funkcije temeljene na Nikuradseovoj hrapavosti su uvrštene u većinu komercijalnih paketa za računalnu mehaniku fluida temeljenih na metodi konačnih volumena (npr. Ansys Fluent[®], CFX[®], Star-CCM+[®], OpenFOAM[®], itd.). S druge strane, vrijednost Nikuradseove visine hrapavosti nije razmjerna aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine koja predstavlja jedan od glavnih parametara za opis strujanja u AGS-u, te je na temelju poznate vrijednosti aerodinamičke duljine hrapavosti površine potrebno odrediti ekvivalentnu Nikuradseovu visinu hrapavosti [49]. Zidne funkcije temeljene na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine obično nisu uključene u komercijalne računalne pakete, ali je njihova matematička formulacija pogodnija za praktičnu primjenu u računalnom vjetroinženjerstvu.

Dodatni utjecaj neaktivne turbulencije se prilikom modeliranja turbulencije RANS modelima turbulencije modelira modifikacijom konstanti modela turbulencije [51], [52], [53], [54], [55], što potencijalno može dovesti do pogrešnih rezultata kad se model inženjerskog AGS-a koristi za modeliranje strujanja oko modela zgrada [54], [56] ili strujanja preko brdovitog terena [57], [58]. Međutim, prethodna su istraživanja pokazala kako modifikacija konstanti modela turbulencije značajno utječe na transport količine gibanja i raspodjelu kinetičke energije turbulencije u inženjerskom AGS-u, što je povezano s konceptom neaktivne turbulencije [59], [60], [61], [62], [63]. Koncept se temelji na Townsendovoj hipotezi koja pretpostavlja da se turbulencija u blizini nepropusne stijenke (kojom se modelira tlo) može podijeliti na aktivni i neaktivni dio, pri čemu aktivni dio predstavlja turbulenciju uzrokovanu vrtlozima malih duljinskih mjera i visokih frekvencija koji znatno pridonose generaciji turbulentnog naprezanja u blizini nepropusne stijenke. S druge pak strane, neaktivna turbulencija je uzrokovana vrtlozima karakterističnim za strujanje podalje od zida, a koji su velikih

duljinskih mjera i niskih frekvencija te ne pridonose toliko generaciji turbulentnog naprezanja uz nepropusnu stijenku [64], [65]. Prethodna istraživanja su također pokazala kako vrtlozi velikih mjera u višim slojevima atmosfere pridonose generaciji kinetičke energije turbulencije uz nepropusnu stijenku (tlo), dok ne utječu znatno na transport količine gibanja (turbulentno naprezanje) [66]. Pokazalo se i kako konstante standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije trebaju biti modificirane kako bi se osigurala pravilna raspodjela kinetičke energije turbulencije u AGS-u, s obzirom da se tako postižu više vrijednosti kinetičke energije turbulencije u računalno modeliranom AGS-u (na taj način se modelira dodatni utjecaj neaktivne turbulencije koja pridonosi porastu kinetičke energije turbulencije u strujanju, ali jako malo utječe na promjenu iznosa turbulentnog naprezanja) [50]. Također je potvrđena veza između smanjenja vrijednosti konstante C_μ u RANS modelima turbulencije i porasta vrijednosti parametra neaktivne turbulencije koji je jednak omjeru kinetičke energije turbulencije i turbulentnog naprezanja neposredno uz nepropusnu stijenku [54], [56], [58].

Dosadašnjim istraživanjima pokazano je kako se za modeliranje inženjerskog AGS-a koriste dva pristupa: a) pristup temeljen na tehnici domene sljednika (TDS, engl. *successor domain technique* – SDT) i b) pristup temeljen na tehnici domene preteče (TDP, engl. *precursor domain technique* – PDT). Tehnika domene preteče osigurava homogenost strujanja zbog toga što zahtijeva korištenje periodičkog rubnog uvjeta koji se zadaje na ulazu i na izlazu računalne domene, dok s tehnikom domene sljednika to nije slučaj zbog toga što se na ulazu zadaju profili fizikalnih veličina i Neumannov rubni uvjet na izlazu računalne domene, uslijed čega u računalnoj domeni može nastati gradijent tlaka koji modificira ulazne profile duž domene. Periodički rubni uvjet osigurava da vrijednosti karakterističnih veličina izračunate unutar računalne domene i na izlaznoj površini domene odgovaraju upravo onim vrijednostima na ulaznoj površini, dok Neumannov rubni uvjet osigurava da je iznos karakterističnih veličina na površini na kojoj je spomenuti rubni uvjet definiran jednak iznosu karakterističnih veličina izračunatom u konačnim volumenima uz istu površinu [67]. Na temelju prethodnih računalnih analiza predloženo je da se u slučaju korištenja tehnike domene sljednika homogenost strujanja prvo ispita na strujanju kroz praznu računalnu domenu, a strujanje oko modela zgrada modelira tek nakon što se uklone sve eventualne pogreške nehomogenosti strujanja [47].

Kod tehnike domene sljednika se definiraju ulazni profili na ulaznoj površini računalne domene, a sile koje uzrokuju strujanje se javljaju kao posljedica zadanih rubnih uvjeta. Za razliku od toga, kod tehnike domene preteče se zadaje jedna ili više sila koje uzrokuju

strujanje kroz računalnu domenu, a profili su rezultat strujanja. Tako se s obzirom na sile koje uzrokuju strujanje inženjerskog AGS-a razlikuje: a) AGS u kojem strujanje uzrokuje smična sila, b) AGS u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka, c) AGS u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila i d) AGS u kojem strujanje uzrokuje kombinacija djelovanja dvije ili više spomenutih sila.

Važno je i napomenuti kako se tehnika domene preteče u praksi uglavnom koristi za pripremu profila koji se kasnije koriste kao ulazni profili uz primjenu tehnike domene sljednika, na način da se profili generirani tehnikom domene preteče zadaju kao ulazni profili u domenu u kojoj se računalno modelira utjecaj strujanja AGS-a na konkretan problem iz vjetroinženjerstva (npr. kada se modeliraju opterećenja zgrade uslijed djelovanja vjetra, strujanje vjetra iznad brdovitog terena i utjecaj vjetra na udobnost pješaka).

Prvi računalni model inženjerskog AGS-a temeljen na RANS modelu turbulencije je definiran na način da su iz jednadžbi strujanja inženjerskog AGS-a izvedeni ulazni profili osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije, koji u kombinaciji s predloženom zidnom funkcijom temeljenom na aerodinamičkoj duljini hrapavosti tla (koja u obzir uzima hrapavost nepropusne stijenke) i rubnim uvjetom konstantnog naprezanja na gornjoj površini računalne domene, osiguravaju horizontalnu homogenost strujanja kada se koristi standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije u kombinaciji s tehnikom domene sljednika [50]. Strujanje u takvom inženjerskom AGS-u uzrokuje samo smična sila koja se na gornjoj površini računalne domene definira turbulentnim naprezanjem, bez pada tlaka duž računalne domene. Postignute vrijednosti kinetičke energije turbulencije i naprezanja u tako generiranom AGS-u su konstantne s porastom visine u računalnoj domeni. Osim toga, matematički je formulirana i zidna funkcija za hrapavu površinu koja se temelji na aerodinamičkoj duljini hrapavosti tla. Takav model inženjerskog AGS-a, koji osigurava generiranje strujanja AGS-a uzrokovanog smičnom silom, je naknadno proširen ulaznim profilima koji omogućavaju korištenje RNG $k-\varepsilon$ i Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije, te kvaziizotropnog Launder–Reece–Rodi (LRR) modela turbulencije temeljenog na transportu Reynoldsovog naprezanja [56], [68].

Prethodna istraživanja su potvrdila važnost zadavanja pravilnog rubnog uvjeta naprezanja na gornjoj površini računalne domene kako bi se osigurala horizontalna homogenost strujanja u računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika [69]. U protivnom se ulazni profili mijenjaju duž računalne domene uslijed djelovanja gradijenta tlaka. Ta istraživanja su

bila potaknuta činjenicom da mnogi tadašnji računalni paketi nisu imali uključen rubni uvjet naprezanja i zidnu funkciju za hrapavost temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine, pa se pokušavalo inženjerski AGS modelirati bez odgovarajućih rubnih uvjeta što je dovelo do pojave nehomogenosti strujanja. Također je potvrđena pojava vršnih vrijednosti kinetičke energije turbulencije u konačnim volumenima uz nepropusnu stijenu, uzrokovanih velikim vrijednostima gradijenta brzine koji se javlja uz nepropusnu stijenu. Ta pojava je matematički objašnjena i za nju je predloženo rješenje [56]. Zidne funkcije kod računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a bile su tema i drugih istraživanja [70] u kojima je predložena modifikacija izvorne zidne funkcije temeljene na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine, s ciljem smanjenja vršnih vrijednosti kinetičke energije turbulencije uz nepropusnu stijenu.

Računalni model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila na gornjoj površini računalne domene je obilježen konstantnom raspodjelom kinetičke energije turbulencije i naprezanja s porastom visine u računalnoj domeni [71], dok atmosferska mjerenja pokazuju kako se takve raspodjele pojavljuju samo u najnižim slojevima AGS-a. Kako bi se taj problem razriješio, izvorni model inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano smičnom silom je proširen na način da su iz transportne jednadžbe za kinetičku energiju turbulencije izvedeni ulazni profili kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije. Pritom su izvedeni ulazni profili općeniti, tj. u njima se nalaze nepoznate vrijednosti koeficijenata koje se određuju iz profila laboratorijskih ili atmosferskih mjerenja. Ti profili, uz zadavanje Neumannovog rubnog uvjeta na gornjoj površini računalne domene, osiguravaju homogenost strujanja korištenjem standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije, pri čemu vrijednosti kinetičke energije turbulencije i naprezanja opadaju s porastom visine. Nedostatak tog pristupa je u činjenici da je za zadavanje ulaznih profila potrebna aproksimacija laboratorijskih ili atmosferskih mjerenja metodom najmanjih kvadrata. Taj model je naknadno unaprijeđen na način da su definirani ulazni profili koji omogućuju modeliranje turbulencije Menterovim $k-\omega$ SST modelom turbulencije [72]. Iako se pri definiranju ovog modela nisu analizirale sile koje uzrokuju strujanje računalno modeliranog AGS-a, može se pokazati da je strujanje uzrokovano silom gradijenta tlaka u smjeru strujanja.

Rubni uvjet konstantnog naprezanja na gornjoj površini računalne domene koji je definiran modelom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila [50] je naknadno modificiran [73] kako bi u kombinaciji s ulaznim profilima generiranim koristeći tehniku domene preteče omogućio pravilno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem

strujanje uzrokuje smična sila kada se koristi tehnika domene sljednika. Naime, umjesto eksplicitnog zadavanja rubnog uvjeta naprezanja na gornjoj površini računalne domene, izvedeni su profili za derivaciju osrednjene brzine u smjeru strujanja i derivaciju disipacije kinetičke energije turbulencije čijim se zadavanjem na gornjoj površini računalne domene omogućava modeliranje naprezanja (a samim time i smične sile) i pravilno modeliranje djelovanja vjetrova na konstrukcije. Osim za model strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila, izvedeni su i rubni uvjeti za derivaciju komponente osrednjene brzine u smjeru strujanja, derivaciju kinetičke energije turbulencije i derivaciju disipacije kinetičke energije turbulencije za prošireni model strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila. Dobiveni rezultati su pokazali kako razvijeni rubni uvjet u kombinaciji s prethodno definiranim ulaznim profilima [50], [71] omogućava smanjenje pogreške nehomogenosti strujanja u računalnoj domeni.

Mnoga prijašnja istraživanja [57], [58], [74], [75], [77], [78] su kritizirala proširenu verziju izvornog modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila [71] jer predloženi ulazni profili zadovoljavaju samo transportnu jednadžbu za kinetičku energiju turbulencije, dok ne zadovoljavaju jednadžbu količine gibanja i transportnu jednadžbu za disipaciju kinetičke energije turbulencije. Problem se pokušalo riješiti modifikacijom standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije na način da se u model uvrste izrazi za konstante modela turbulencije C_μ i σ_ε promjenjive s porastom visine u računalnoj domeni [74], [75]. Naknadno je potvrđeno kako se tim modelom mogu pravilno modelirati mjesta odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja kod računalnog modeliranja strujanja AGS-a iznad brdovitog terena [76]. Drugi pristup je temeljen na primjeni izraza za računanje konstante C_μ koja varira s porastom visine, ali su dodatno u transportne jednadžbe za kinetičku energiju turbulencije i disipaciju kinetičke energije turbulencije uvršteni izvorski članovi kako bi se na ulazu u računalnu domenu omogućilo definiranje proizvoljnog profila kinetičke energije turbulencije [77], [78]. Definirana je i nova modificirana verzija zidne funkcije za hrapavost temeljena na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine [50] koja poboljšava generiranje mreže konačnih volumena u blizini nepropusne stijenke, s obzirom da su njenim korištenjem dopuštene preciznije rezolucije mreže. Kasnije su izvedeni ulazni profili za osrednjenu brzinu, kinetičku energiju turbulencije i specifičnu disipaciju kinetičke energije turbulencije koji s izvorskim članovima uvrštenim u transportne jednadžbe za kinetičku energiju turbulencije i specifičnu disipaciju kinetičke energije turbulencije osiguravaju horizontalnu homogenost strujanja kada se koristi Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije u kombinaciji s tehnikom domene sljednika

[79]. Također je pokazano kako je strujanje inženjerskog AGS-a moguće modelirati na modelskoj mjeri koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije i tehniku domene preteče, tako da se u računalni algoritam za rješavanje diferencijalnih jednadžbi metodom konačnih volumena uvrsti izraz za kontrolu pada tlaka duž računalne domene [80]. Pokazano je kako je boljom matematičkom formulacijom ulaznog profila kinetičke energije turbulencije i izvorskih članova uvrštenih u transportne jednadžbe modela turbulencije moguće računalno modelirati cjelokupnu debljinu inženjerskog AGS-a, ali i područja na visinama većim od debljine graničnog sloja [81]. Uvrštavanjem pravilno matematički definiranih izvorskih članova u transportne jednadžbe standardnog $k-\varepsilon$ i RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije moguće je računalno modelirati naprezanje u AGS-u [82]. Također je razvijen model inženjerskog AGS-a koji se primjenjuje za računalno modeliranje strujanja oko modela zgrada na način da se strujanje u računalnoj domeni podijeli na strujanje u okolini modela zgrade i strujanje u ostatku domene [83]. Pritom se u okolini zgrade koriste RANS modeli turbulencije temeljeni na modificiranoj Boussinesqovoj hipotezi [84] koja sadrži dodatne članove kojima je moguće modelirati i anizotropne značajke turbulencije, dok se u ostatku domene koristi model inženjerskog AGS-a temeljen na standardnom $k-\varepsilon$ modelu turbulencije [77]. Na taj način je moguće precizno odrediti opterećenje vjetra na model zgrade i pojavu vrtložnih zona u okolini zgrade koristeći nelinearne RANS modele turbulencije.

U navedenim računalnim modelima [71], [72], [74], [75], [77], [78], [76], [79], [80], [81], [82], [83] strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka ili kombinacija sile gradijenta tlaka i smične sile. Prvi računalni model inženjerskog AGS-a razvijen s ciljem da strujanje bude uzrokovano djelovanjem samo sile gradijenta tlaka (koja je posljedica pada tlaka u smjeru strujanja kroz računalnu domenu) [85] izveden je tako što su definirani ulazni profili za osrednjenu brzinu, kinetičku energiju turbulencije, disipaciju kinetičke energije turbulencije i specifičnu disipaciju kinetičke energije turbulencije, na temelju Deaves-Harrisovog modela za jake vjetrove [86], [87] i standarda ESDU 85020 [88]. Definirani profili osiguravaju nastanak inženjerskog AGS-a uz primjenu standardnog $k-\varepsilon$, Wilcoxog $k-\omega$ i Menterog $k-\omega$ SST modela turbulencije uz korištenje tehnike metode sljednika. Profili su dani u obliku polinomnih funkcija čije su nepoznate vrijednosti koeficijenata određene rješavanjem jednadžbi strujanja metodom konačnih razlika (engl. *finite difference method*). Posebnost ovog modela je u generiranju rezultata sukladno modelu jakih vjetrova pri čemu dobivene vrijednosti kinetičke energije turbulencije i turbulentnog naprezanja opadaju linearno s

porastom visine. Također, ovim modelom je moguće pravilno modelirati strujanje u donjoj polovici AGS-a.

Model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila se temelji na uvrštenju sile konstantnog iznosa u jednadžbu količine gibanja [89]. Iznos sile je definiran na temelju analize sila koje uzrokuju strujanje u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem strujanje mijenja smjer s promjenom visine. Pritom je za potrebe modeliranja korišten standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije i tehnika domene sljednika, a postignuti su profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja promjenjivi s visinom. Modelom je moguće modelirati i strujanje iznad AGS-a.

1.4. Znanstveni doprinos doktorskog istraživanja

Cilj doktorskog rada je razviti računalni model inženjerskog AGS-a koji se temelji na dodatnoj masenoj sili promjenjivoj po visini i uvrštenoj u jednadžbu količine gibanja. Masena sila koja uzrokuje strujanje u tako modeliranom inženjerskom AGS-u izvedena je na temelju stvarnih sila koje uzrokuju strujanje u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u, u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine zbog djelovanja Coriolisove sile uslijed rotacije Zemlje.

Razvijenim računalnim modelom inženjerskog AGS-a moguće je:

- a) U praznoj računalnoj domeni, koristeći tehniku domene preteče, generirati profile naprezanja, osrednjene brzine strujanja zraka i kinetičke energije turbulencije u skladu s teorijskim pretpostavkama i dostupnim atmosferskim i laboratorijskim mjerenjima. Pritom se koristi dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja. Iznos ove sile se mijenja po visini i korigira se tijekom računalne simulacije. Ovim pristupom je moguće točno modelirati raspodjelu naprezanja u inženjerskom AGS-u. Za potrebe računalnog simuliranja inženjerskog AGS-a korišten je računalni paket za simulaciju strujanja fluida otvorenog koda – OpenFOAM® (foam-extend 3.2), koji spregnute sustave diferencijalnih jednadžbi višeg reda rješava primjenom metode konačnih volumena.
- b) Računalno simulirati različite probleme aerodinamike okoliša i konstrukcija, kao što su opterećenje vjetra na zgrade i strujanje inženjerskog AGS-a iznad jednostavnog brda, te računalno procijeniti udobnost pješaka uslijed strujanja vjetra oko geometrije

uzdignute zgrade na visinama koje odgovaraju visinama pješaka. Pritom je pokazano da je moguće generirati rješenja u skladu s dostupnim eksperimentalnim podacima. Pokazano je i da dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja ne utječe na aerodinamiku okolnog strujanja.

U sklopu doktorskog istraživanja su postignuti i sljedeći ciljevi:

- c) Analizirano je kako modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije (modifikacijom standardnih vrijednosti konstanti modela turbulencije) korištenjem RANS modela turbulencije utječe na karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a iznad brdovitog terena različitih nagiba i hrapavosti površine (na prirast brzine na vrhu brda, veličinu vrtložne zone koja se formira iza brda i raspodjelu polja kinetičke energije turbulencije u vrtložnoj zoni).
- d) Napravljena je računalna analiza utjecaja dosadašnjih modela inženjerskog AGS-a (modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka), te novog računalnog modela u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, na opterećenje modela zgrade i raspodjelu prirasta osrednjene brzine strujanja u okolini uzdignute zgrade na visinama koje odgovaraju visinama pješaka.
- e) Dan je pregled rubnih uvjeta koje je potrebno koristiti kako bi se računalno modelirala strujanja inženjerskog AGS-a uzrokovana smičnom silom, silom gradijenta tlaka i dodatnom masenom silom, kada se koriste tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče. Pritom je pokazano kako je tehnikom domene preteče moguće računalno modelirati značajke inženjerskog AGS-a (raspodjelu osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije) kada se primjenjuje pet najčešće korištenih RANS modela turbulencije, tj. standardni $k-\varepsilon$ [90], RNG $k-\varepsilon$ [91], *realizable* $k-\varepsilon$ [92], Wilcoxov $k-\omega$ [93] i Menterov $k-\omega$ SST [94], [95] model turbulencije.

1.5. Pregled rada

U prvom poglavlju su prikazani osnovni problemi u području računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a uz pregled dosadašnjih istraživanja. U drugom se poglavlju analiziraju jednadžbe strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem strujanje mijenja smjer s visinom, s ciljem definiranja modela strujanja inženjerskog AGS-a u kontekstu računalne simulacije strujanja jakog vjetrova u nižim slojevima

atmosfera. Također se analiziraju i rješenja tih jednadžbi te najčešće korišteni matematički i empirijski modeli kojima se opisuje strujanje u inženjerskom AGS-u.

U trećem je poglavlju naglasak na prikazu dosadašnjih modela strujanja u inženjerskom AGS-u uz pregled jednadžbi relevantnih RANS modela turbulencije koji se koriste pri modeliranju takvog strujanja.

U četvrtom poglavlju su dane jednadžbe računalnog modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila konstantnog iznosa. Zatim je dan i izvod novog računalnog modela koji se temelji na dodatnoj masenoj sili promjenjivoj po visini. Također je pokazana i matematička definicija nove masene sile, te je pritom na temelju usporedbe jednadžbi novog modela inženjerskog AGS-a s uvjetima stvarnog atmosferskog strujanja opisanog u drugom poglavlju dano fizikalno tumačenje nove masene sile uvrštene u jednadžbu količine gibanja.

Priprema računalnih simulacija strujanja novog modela inženjerskog AGS-a za strujanja u praznoj računalnoj domeni i strujanja oko zgrade, iznad brdovitog terena te strujanja u okolini uzdignute zgrade dane su u petom poglavlju. Osim pregleda korištenih rubnih uvjeta, mreža konačnih volumena i pripreme računalnih simulacija, definirani su i izrazi za izračun pojedinih veličina i pogrešaka kojima se dobiveni rezultati validiraju s dostupnim matematičkim modelima, atmosferskim i laboratorijskim mjerenjima.

Analiza dobivenih rezultata i rasprava su provedene u šestom poglavlju, dok su zaključak i ostvareni znanstveni doprinos prikazani u sedmom poglavlju.

2. MATEMATIČKO MODELIRANJE STRUJANJA U NEUTRALNO TEMPERATURNOM STRATIFICIRANOM, STACIONARNOM I HOMOGENOM ATMOSFERSKOM GRANIČNOM SLOJU

U praksi se strujanje u AGS-u često pojednostavljuje na način da se pretpostavlja barotropno stanje atmosfere (izobarne plohe se poklapaju s plohama jednake gustoće), uz neutralnu temperaturnu stratifikaciju. Neutralna temperaturna stratifikacija pretpostavlja izostanak gradijenta temperature, kao i izostanak izmjene toplinskog toka između atmosfere i površine Zemlje. Takva je pretpostavka valjana za slučaj pojave jakih vjetrova kada su atmosferska turbulencija i osrednjeno strujanje gotovo u potpunosti uvjetovani prisilnom konvekcijom, dok se utjecaj slobodne konvekcije može zanemariti. U takvim se uvjetima obično pretpostavlja stacionarnost i homogenost strujanja. U pojedinim je atmosferskim uvjetima također moguće zanemariti i zakrivljenost izobara na sinoptičkoj mjeri (ako je zakrivljenost manja od nekoliko tisuća kilometara [1], u obzir se mora uzeti i centrifugalna sila), čime je strujanje u AGS-u moguće promatrati kroz ravnotežu tri sile, tj. sile gradijenta tlaka i Coriolisove sile (sile koje uzrokuju strujanje) i sile otpora strujanju (turbulentnog naprezanja).

U ovom poglavlju se daje pregled jednadžbi koje opisuju strujanje u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine. Također su izvedene i jednadžbe matematičkih modela koje se najčešće koriste za modeliranje AGS-a, a iz kojih je moguće definirati strukturu AGS-a.

2.1. Jednadžbe strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju

Strujanje u turbulentnom neutralno temperaturno stratificiranom AGS-u uz pretpostavku nestlačivosti strujanja je opisano vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama (jedadžbom kontinuiteta i jednadžbom količine gibanja) oblika [2]

$$\frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_j} = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) - \overline{v'_i v'_j} \right] - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - g \delta_{i3} - 2\Omega \varepsilon_{ijk} \eta_j \bar{v}_k. \quad (2)$$

Pritom je \bar{v}_i vektor osrednjene brzine, ρ je konstantna gustoća zraka, ν je kinematička viskoznost, \bar{p}/ρ je kinematički tlak, $-\overline{v'_i v'_j}$ je tenzor kinematičkog turbulentnog napreznja, g gravitacijsko ubrzanje, δ_{ij} Kroneckerov delta, ε_{ijk} je permutacijski simbol (Levi-Civita simbol), $\Omega = 72,9 \cdot 10^{-6}$ rad s⁻¹ je iznos kutne brzine rotacije Zemlje, a η_j jedinični vektor paralelan s osi rotacije definiran kao $\eta_j = (0, \cos\varphi, \sin\varphi)$, gdje je φ zemljopisna širina. Koordinata x predstavlja longitudinalnu koordinatu, koordinata y transverzalnu, a z vertikalnu koordinatu (koordinatu visine kojom se definira vertikalna udaljenost od tla).

Član $2\Omega \varepsilon_{ijk} \eta_j \bar{v}_k$ u jednadžbi (2) predstavlja Coriolisovu silu. Član $\eta_2 = \cos\varphi$ u jediničnom vektoru η_j pojavljuje se samo u jednadžbi količine gibanja postavljenoj u smjeru koordinate visine z (za $i = 3$). Uvođenjem karakterističnih veličina za svaku od varijabli u toj jednadžbi te svođenjem jednadžbe na bezdimenzijski oblik, može se pokazati kako je taj član zanemariv u usporedbi s ostalim članovima [96]. Stoga se može zaključiti da je jedina preostala komponenta masene Coriolisove sile definirana komponentom η_3 jediničnog vektora paralelnog s osi rotacije, tj. $2\Omega \eta_3 = 2\Omega \sin\varphi$ [2]. Zbog važnosti se taj član u literaturi naziva Coriolisov parametar ili Coriolisova frekvencija,

$$f = 2\Omega \sin\varphi, \quad (3)$$

a vrijedi da je $|f| > 0$ za sjevernu hemisferu i $|f| < 0$ za južnu hemisferu.

Zbog pretpostavke neutralne temperaturne stratifikacije može se zanemariti vertikalna komponenta brzine u AGS-u ($\bar{w} = 0$), što je posljedica dominantnosti prisilne konvekcije u horizontalnom smjeru strujanja. Ukoliko se dodatno pretpostavi stacionarnost strujanja, jednadžba kontinuiteta (1) je oblika

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} = 0, \quad (4)$$

a jednadžba količine gibanja (2) poprima oblik

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + f \bar{v}, \quad (5)$$

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} - f \bar{u}. \quad (6)$$

Pritom su \bar{u} i \bar{v} vremenski osrednjene komponente brzine u smjeru koordinata x i y , τ_{zx}/ρ i τ_{zy}/ρ su vremenski osrednjene komponente kinematičkog naprezanja, a ρ je konstantna gustoća zraka.

Vremenski osrednjene komponente kinematičkog naprezanja τ_{zx}/ρ i τ_{zy}/ρ se određuju sukladno sljedećim izrazima

$$\frac{\tau_{zx}}{\rho} = \nu \frac{d\bar{u}}{dz} - \overline{u'w'}, \quad (7)$$

$$\frac{\tau_{zy}}{\rho} = \nu \frac{d\bar{v}}{dz} - \overline{v'w'}, \quad (8)$$

gdje prvi član s desne strane u jednadžbama (7) i (8) predstavlja kinematičko naprezanje koje se javlja zbog molekularne viskoznosti, a drugi član turbulentno kinematičko naprezanje. Pri proračunu strujanja za slučajeve velikih vrijednosti Reynoldsovog broja (upravo takvo strujanje se pojavljuje u stvarnim atmosferskim uvjetima), kinematičko naprezanje koje se javlja zbog molekularne viskoznosti je puno manje od turbulentnog kinematičkog naprezanja, pa se može zanemariti.

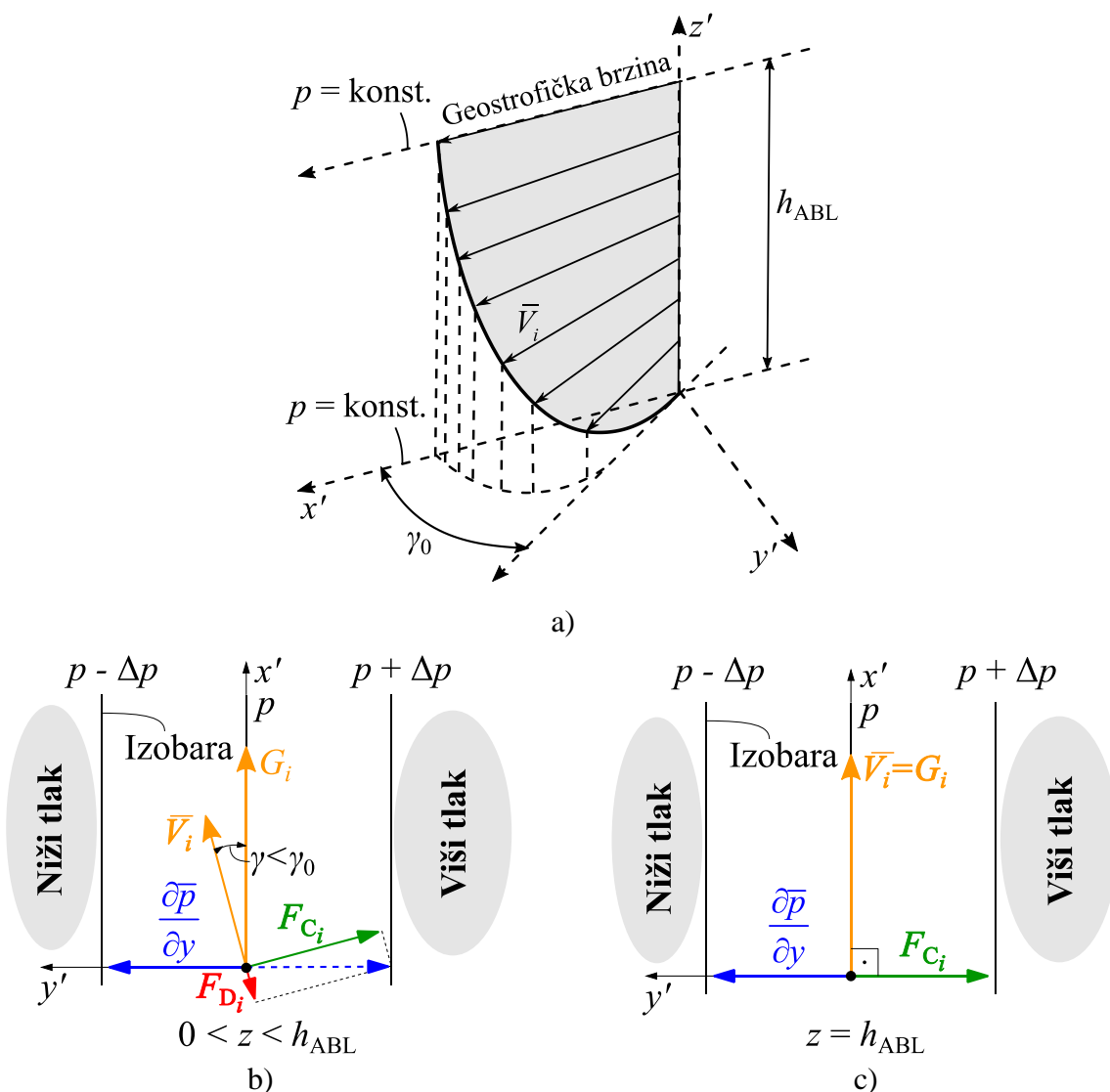
Jednadžbe (5) i (6) predstavljaju jednadžbe ravnoteže sila u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u. Pritom je masena sila otpora strujanju (turbulentno kinematičko naprezanje koje je posljedica interakcije strujanja zraka s tlom – član s lijeve strane u jednadžbama ravnoteže sila), suprotstavljena masenoj sili kinematičkog gradijenta tlaka koja definira smjer strujanja (prvi član s desne strane u jednadžbama ravnoteže sila) i masenoj Coriolisovoj sili koja zakreće strujanje s porastom visine (drugi član s desne strane u jednadžbama ravnoteže sila) koje uzrokuju strujanje. U daljnjem se tekstu masena sila gradijenta kinematičkog tlaka naziva masenom silom gradijenta tlaka. Shematski prikaz profila brzine u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u, kao i ravnoteža sila koje uzrokuju strujanje, prikazani su na slici 3.

Turbulentno kinematičko naprezanje je najizraženije blizu tla, dok s porastom udaljenosti od tla opada. Iznad AGS-a turbulentno kinematičko naprezanje iščezava, a jednadžba ravnoteže sila (5) i (6) se svodi na ravnotežu sile gradijenta tlaka i masene Coriolisove sile iz čega proizlaze komponente geostrofičkog vjetrova (engl. *geostrophic wind*) u_g i v_g ,

$$v_g = \frac{1}{\rho f} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x}, \quad (9)$$

$$u_g = -\frac{1}{\rho f} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} \quad (10)$$

Geostrofički vjetar se javlja na geostrofičkoj visini, odnosno visini na kojoj iznosi komponenti turbulentnog kinematičkog naprezanja i njihovih derivacija poprimaju vrijednost nula [87].



Slika 3. Shematski prikaz strujanja i ravnoteže sila u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u: a) Zakretanje strujanja u graničnom sloju uzrokovano je djelovanjem Coriolisove sile; b) Ravnoteža sile gradijenta tlaka $-\frac{\partial \bar{p}}{\partial y}$, Coriolisove sile F_{Ci} i sile otpora (turbulentnog naprezanja) F_{Di} unutar graničnog sloja na visinama manjim od geostrofičke visine h_{ABL} ; c) Ravnoteža sile tlaka $-\frac{\partial \bar{p}}{\partial y}$ i Coriolisove sile F_{Ci} na visini koja odgovara geostrofičkoj visini h_{ABL} . $G_i = (u_g, v_g)$ predstavlja vektor geostrofičke brzine, $\bar{V}_i = (\bar{u}, \bar{v})$ vektor brzine u AGS-u, γ kut zakretanja strujanja u odnosu na vektor geostrofičke brzine, dok je γ_0 ukupni maksimalni kut zakreta strujanja u odnosu na vektor geostrofičke brzine. x' , y' i z' predstavljaju općenite koordinate.

Iz jednadžbi (9) i (10) je jasno da je vrijednost geostrofičkog vjetra proporcionalna vrijednosti gradijenta tlaka. Takvo strujanje se održava sve dok je sustav izobara nepromijenjen, s obzirom da geostrofički vjetar ne umanjuje razlike tlakova i da nije potrebno dovoditi energiju sustavu kako bi se održalo takvo strujanje [1]. Ovakvo se strujanje u stvarnosti javlja samo kada je radijus zakrivljenosti izobara toliko velik da se centripetalno ubrzanje (odnosno centrifugalna sila) mogu zanemariti. U praksi je i u slučaju manjih radijusa zakrivljenosti moguće pretpostaviti geostrofičko strujanje ukoliko se pretpostavi strujanje nad dovoljno malim geografskim područjem (nad kojim se, iako zakrivljena, izobara može tretirati kao ravna linija) [97].

Ukoliko se zakrivljenost izobara ne može zanemariti, u obzir je potrebno uzeti i centripetalno ubrzanje. Ravnoteža sila u radijalnom smjeru (u smjeru radijalne koordinate r) u tom slučaju glasi

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial r} = \frac{U_{\text{gr}}^2}{R} + fU_{\text{gr}}, \quad (11)$$

gdje je U_{gr} apsolutni iznos brzine gradijentnog vjetra, a R radijus zakrivljenosti izobare. U tom se slučaju više ne govori o geostrofičkoj visini i geostrofičkom vjetru, već o gradijentnoj visini i gradijentnom vjetru [1]. Veza između apsolutnih iznosa geostrofičke brzine G i gradijentne brzine U_{gr} je dana izrazom

$$G = U_{\text{gr}} \left(1 + \frac{U_{\text{gr}}}{fR} \right). \quad (12)$$

Kombinirajući jednadžbe (5) i (6) s jednadžbama (9) i (10) slijede jednadžbe strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u definirane koristeći geostrofičke komponente vjetra,

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = f(\bar{v} - v_{\text{g}}) = fv_{\text{ag}}, \quad (13)$$

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} = -f(\bar{u} - u_{\text{g}}) = -fu_{\text{ag}}, \quad (14)$$

gdje su u_{ag} i v_{ag} komponente ageostrofičkog vjetra (engl. *ageostrophic wind*).

Ukoliko se koordinatni sustav definira tako da se x – koordinata podudara sa smjerom geostrofičke brzine i ako se vrijednosti komponenti turbulentnog kinematičkog naprezanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u modeliraju kao

$$-\overline{u'w'} = \nu_T \frac{\partial \bar{u}}{\partial z}, \quad (15)$$

$$-\overline{v'w'} = \nu_T \frac{\partial \bar{v}}{\partial z}, \quad (16)$$

gdje je ν_T kinematička turbulentna viskoznost koja je konstantnog iznosa po visini [3], uz $\bar{u} = 0$, $\bar{v} = 0$ pri $z = 0$ i $\bar{u} = u_g$, $\bar{v} = 0$ pri $z \rightarrow \infty$, rješenje jednadžbi (13) i (14) glasi [2]

$$\bar{u} = u_g \left[1 - e^{-a_0 z} \cos(a_0 z) \right], \quad (17)$$

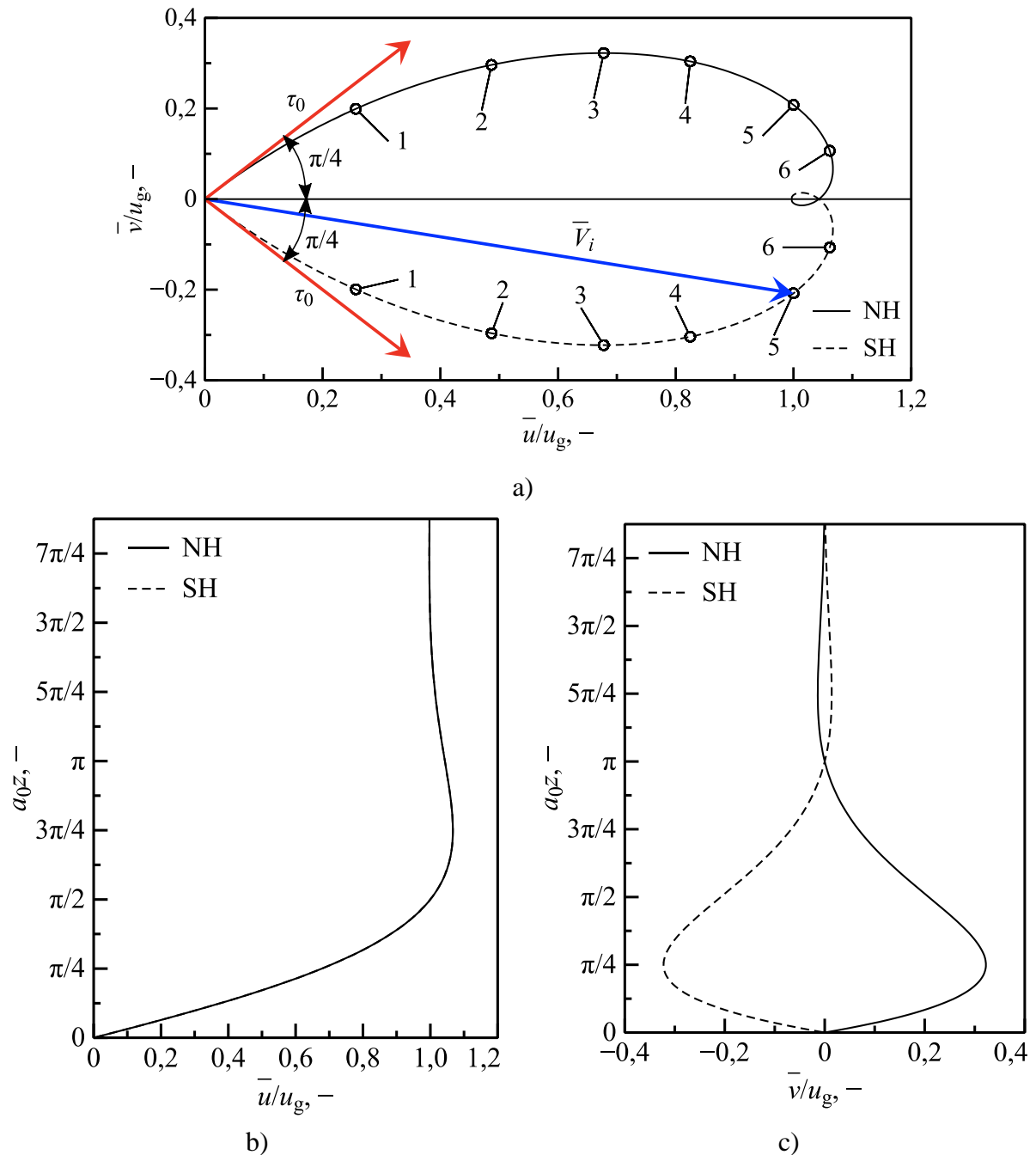
$$\bar{v} = \operatorname{sgn}(f) u_g e^{-a_0 z} \sin(a_0 z). \quad (18)$$

Pritom je konstanta $a_0 = \sqrt{|f|/(2\nu_T)}$, a Coriolisov parametar f se može prikazati kao $f = |f| \operatorname{sgn}(f)$ (gdje je $\operatorname{sgn}(f) = +1$ za sjevernu hemisferu i $\operatorname{sgn}(f) = -1$ za južnu hemisferu).

Profil brzine u AGS-u dobiven iz (17) i (18) se uobičajeno naziva Ekmanova spirala (engl. *Ekman spiral*) ili Ekmanovo rješenje [98]. Pokazalo se kako Ekmanovo rješenje predstavlja dobru prvu aproksimaciju prilikom modeliranja neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a.

Iz Ekmanova rješenja slijedi kako je brzina vjetra uz površinu paralelna s vektorom kinematičkog naprežanja i zakrenuta za maksimalni kut iznosa $\gamma_0 = 45^\circ$ u odnosu na smjer vektora geostrofičkog vjetra. Za bezdimenzijsku visinu $a_0 z = \pi/2$ se dobiva da je $\bar{u} = u_g$, $\bar{v} = \operatorname{sgn} f u_g e^{-\pi/2}$ i $\tan \gamma = \operatorname{sgn} f e^{-\pi/2}$, dok su za bezdimenzijsku visinu $a_0 z = \pi$ komponente brzine jednake $\bar{u} = u_g (1 + e^{-\pi})$, $\bar{v} = 0$ i kut zakreta strujanja $\tan \gamma = 0$.

Slika 4. prikazuje primjer hodografa brzine i raspodjele komponenti osrednjene brzine strujanja unutar neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a dobivenih za teorijski AGS za koji bi iznos turbulentne kinematičke viskoznosti bio konstantan i jednak $\nu_T = 12,5 \text{ m}^2/\text{s}$, uz iznos Coriolisovog parametra $|f| = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ i geostrofičku brzinu jednaku 10 m/s . Iz prikazanih rezultata očito je kako strujanje s porastom visine zakreće (mijenja smjer) i za $a_0 z = \pi/2$ postiže vrijednost geostrofičke brzine. Pritom je kut zakreta strujanja maksimalan na površini Zemlje, dok smjer zakretanja zbog djelovanja Coriolisove sile ovisi o tome nastaje li AGS na sjevernoj ili južnoj hemisferi. Zbog korištenja rubnog uvjeta $z \rightarrow \infty$ na gornjoj granici, Ekmanovim rješenjem nije moguće odrediti konačnu vrijednost debljine AGS-a [2].



Slika 4. Prikaz bezdimenzijskih profila osrednjene brzine u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u ovisnosti o bezdimenzijskoj visini a_{0z} dobivenih Ekmanovim rješenjem. NH predstavljaju rješenja dobivena za sjevernu hemisferu, a SH rješenja za južnu hemisferu. a) Hodograf brzine strujanja (Ekmanova spirala) za obje hemisfere, uključujući i vektor smičnog napreznja na površini Zemlje τ_0 . Točke 1, 2, 3, 4, 5 i 6 odgovaraju vrijednostima izračunatima za bezdimenzijske visine a_{0z} jednake $\pi/12$, $\pi/6$, $\pi/4$, $\pi/3$, $\pi/2$, i $2\pi/3$. b) Profili bezdimenzijske komponente brzine \bar{u}/u_g u ovisnosti o bezdimenzijskoj visini a_{0z} za obje hemisfere. c) Profili bezdimenzijske komponente brzine \bar{v}/u_g u ovisnosti o bezdimenzijskoj visini a_{0z} za obje hemisfere.

2.2. Matematički modeli strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom atmosferskom graničnom sloju

Jednadžbe strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u ukazuju na činjenicu da su brzine strujanja u takvom AGS-u direktno uvjetovane geostrofičkom brzinom izvan AGS-a, no te jednadžbe često ne mogu pravilno opisati strujanje u najnižem sloju atmosfere koji je pod direktnim utjecajem površinskih elemenata hrapavosti. Naime, za očekivati je (što je potvrđeno atmosferskim mjerenjima) da pri strujanju jakih vjetrova u tom sloju karakteristike strujanja odgovaraju turbulentnom aerodinamičkom graničnom sloju nad ravnom beskonačno dugom i širokom pločom hrapave površine [24]. Taj sloj se naziva prizemni sloj atmosfere (engl. *surface layer*) u kojem je strujanje prvenstveno uvjetovano utjecajem površine (hrapavosti površine, izmjene topline između površine i struje zraka). S druge pak strane, iznad tako formiranog prizemnog sloja nastaje sloj u kojem se utjecaj efekata površine praktički može zanemariti i u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile.

U literaturi se može pronaći više matematičkih modela takvog neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a (npr. [2], [4]). U ovom radu se analiziraju tri često korištena modela: a) matematički model izveden metodom asimptotske teorije sličnosti (logaritamski zakon), b) Deaves-Harrisov matematički model za jake vjetrove (prošireni logaritamski zakon) i c) empirijski zakon potencije.

2.2.1. Model izveden metodom asimptotske teorije sličnosti

Metoda teorije sličnosti predstavlja alat koji se često primjenjuje kako bi se pojednostavile kompleksne pojave u atmosferskom strujanju. Njenom primjenom meteorolozi i inženjeri mogu relativno jednostavno odrediti osnovne karakteristike atmosferskog strujanja, poput raspodjele osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i temperature u AGS-u. Primjena teorije sličnosti omogućuje i bolje razumijevanje strukture AGS-a [2], [19], [99].

Ukoliko se kao važni parametri za modeliranje neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a odaberu apsolutni iznos geostrofičke brzine $G = \sqrt{u_g^2 + v_g^2}$, Coriolisov parametar f (pozitivnog iznosa za sjevernu hemisferu, a negativnog za južnu

hemisferu) i aerodinamička duljina hrapavosti površine z_0 , moguće je definirati Rossbyjev broj Ro koristeći geostrofičku brzinu (engl. *surface Rossby number*) [2],

$$Ro = \frac{G}{|f|z_0}. \quad (19)$$

Rossbyjev broj predstavlja jedan od glavnih parametara u skaliranju neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a. Ono što je u sljedećem koraku važno napraviti jest odabrati pravilne veličine za skaliranje jednadžbi strujanja (13) i (14) zapisanih u bezdimenzijskom obliku. Tako se za skaliranje brzine odabire brzina trenja u_τ , dok se visinska koordinata z u donjem dijelu AGS-a skalira aerodinamičkom duljinom hrapavosti z_0 , a u gornjem dijelu graničnog sloja geostrofičkom visinom h_{ABL} (predstavlja debljinu AGS-a). Zapisom jednadžbi (13) i (14) u bezdimenzijskom obliku i primjenom dimenzijske analize slijedi

$$\frac{\bar{u}}{u_\tau} = f_x \left(\frac{z}{z_0} \right), \quad (20)$$

$$\frac{\bar{v}}{u_\tau} = 0, \quad (21)$$

$$\frac{\bar{u} - u_g}{u_\tau} = F_x \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right), \quad (22)$$

$$\frac{\bar{v} - v_g}{u_\tau} = F_y \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right). \quad (23)$$

Pritom koordinata x predstavlja koordinatu smjera jednakog smjeru naprezanja na površini Zemlje (tlu), dok funkcija f_x ovisi samo o omjeru z/z_0 . Debljina graničnog sloja h_{ABL} skalirana je koristeći vrijednost brzine trenja u_τ i Coriolisovog parametra f [4],

$$h_{ABL} = c \frac{u_\tau}{f}, \quad (24)$$

gdje je c konstanta.

Funkcije F_x i F_y su funkcije koje ovise samo o z/h_{ABL} . Parametri skaliranja (aerodinamička duljina hrapavosti z_0 i debljina graničnog sloja h_{ABL}) korišteni za skaliranje jednadžbi (20) i (21) upućuju na činjenicu da se AGS može podijeliti na dva sloja, unutarnji ili prizemni sloj (engl. *inner or surface layer*) i vanjski ili Ekmanov sloj (engl. *outer or Ekman layer*). Zbog toga što se za skaliranje koriste dvije veličine bitno različitih iznosa, pri čemu je iznos debljine graničnog sloja puno veći (10^3 – 10^8 puta) od iznosa aerodinamičke duljine hrapavosti

površine, moguće je upotrijebiti matematičku teoriju singularne perturbacije (engl. *singular perturbation theory*) [27], [100]. Korištenjem te matematičke metode se zaključuje kako jednačbe (20) i (21), te jednačbe (22) i (23), imaju jedinstveno zajedničko rješenje u uskom dijelu AGS-a koji se naziva inercijski podsloj (engl. *inertial sublayer*). Matematički se to područje može definirati kao područje u AGS-u za koje u isto vrijeme mora vrijediti $z/z_0 \rightarrow 0$ i $zf/u_\tau \rightarrow \infty$. U tom su podsloju od jednake važnosti i karakteristike strujanja uzrokovane malim duljinskim mjerama (aerodinamičkom duljinom hrapavosti z_0) i karakteristike strujanja uzrokovane velikim duljinskim mjerama (debljinom AGS-a h_{ABL}). Primjenom matematičke teorije singularne perturbacije izvode se profili brzine u AGS-u [27], [100],

$$\frac{\bar{u}}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{z}{z_0} \right), \quad (25)$$

$$\frac{\bar{v}}{u_\tau} = 0, \quad (26)$$

$$\frac{u_g}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \left[\ln \left(\frac{u_\tau}{|f|z_0} \right) - A \right], \quad (27)$$

$$\frac{v_g}{u_\tau} = -\frac{B}{\kappa}, \quad (28)$$

gdje su A i B konstante nepoznatog iznosa, κ je von Kármánova konstanta, a izraz $\frac{u_\tau}{|f|z_0}$

predstavlja Rossbyjev broj Ro definiran korištenjem brzine trenja (engl. *friction Rossby number*). Fizikalno, Rossbyjev broj predstavlja omjer inercijskih sila i Coriolisove sile. Tako je u slučaju malih vrijednosti Ro utjecaj Coriolisove sile na strujanje dominantan i ne može se zanemariti, dok se u slučaju velikih vrijednosti Ro (pri strujanju jakih vjetrova ili pri malim vrijednostima aerodinamičke duljine hrapavosti površine ili pri malim vrijednostima Coriolisovog parametra) utjecaj Coriolisove sile može u potpunosti zanemariti.

Jednačba (25) predstavlja logaritamski zakon (engl. *log-law profile*), odnosno izraz za raspodjelu osrednjene brzine u unutarnjem ili prizemnom sloju, a koji je dio mnogih normi i često se koristi za validaciju laboratorijskih mjerenja. Strujanje unutar prizemnog sloja zakreće s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile, a raspodjela turbulentnog naprezanja je konstantna [3]. To se može zaključiti analizom jednačbi količine gibanja (13) i (14) zapisanih u bezdimenzijskom obliku kao

$$-f \frac{z_0}{u_\tau} \frac{\bar{v} - v_g}{u_\tau} = -\frac{z_0}{\rho u_\tau^2} \frac{d\tau_{zx}}{dz}, \quad (29)$$

$$f \frac{z_0}{u_\tau} \frac{\bar{u} - u_g}{u_\tau} = -\frac{z_0}{\rho u_\tau^2} \frac{d\tau_{zy}}{dz}. \quad (30)$$

Za uobičajena atmosferska strujanja se može pokazati kako je član na lijevoj strani jednadžbe (29) približno reda veličine 10^{-5} , dok je član na lijevoj strani jednadžbe (30) približno reda veličine 10^{-4} [100]. Također se pokazalo kako za slučaj da $Ro \rightarrow \infty$ ti članovi poprimaju još manje vrijednosti, zbog čega slijedi da je

$$\frac{z_0}{\rho u_\tau^2} \frac{d\tau_{zx}}{dz} = 0, \quad (31)$$

$$\frac{z_0}{\rho u_\tau^2} \frac{d\tau_{zy}}{dz} = 0. \quad (32)$$

Ukoliko se x -koordinata definira tako da bude paralelna komponenti kinematičkog naprezanja τ_{zx}/ρ na tlu, rubni uvjeti na tlu, odnosno na visini $z = 0$ glase

$$-\frac{\tau_{zx}}{\rho} = u_\tau^2, \quad -\frac{\tau_{zy}}{\rho} = 0, \quad (33)$$

iz kojih slijedi da se kinematičko naprezanje unutar prizemnog sloja može smatrati konstantnim i jednakim $\tau/\rho = -u_\tau^2$.

Oduzimajući jednadžbu (25) od jednadžbe (27), odnosno jednadžbu (28) od jednadžbe (26), moguće je izvesti logaritamski profil brzine koji vrijedi u nižim dijelovima vanjskog (Ekmanovog) sloja [27],

$$\frac{\bar{u} - u_g}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \left[\ln \left(\frac{z|f|}{u_\tau} \right) + A \right], \quad (34)$$

$$\frac{\bar{v} - v_g}{u_\tau} = \frac{B}{\kappa} = \text{konst.} \quad (35)$$

Jednadžbe (34) i (35) ukazuju na činjenicu da se smjer strujanja u vanjskom sloju mijenja s porastom udaljenosti od tla.

Ukupni kut zakreta strujanja u AGS-u γ_0 moguće je odrediti sukladno [2], [27], [87]

$$\gamma_0 = \tan^{-1} \left(\frac{v_g}{u_g} \right) = \tan^{-1} \left[\frac{B}{A - \ln \left(\frac{u_\tau}{|f|z_0} \right)} \right] = \tan^{-1} \left[\frac{B}{A - \ln(Ro)} \right], \quad (36)$$

iz čega je vidljivo kako je maksimalni kut zakretanja strujanja ovisan o Rossbyjevom broju. Odabir pravilnih vrijednosti konstanti A i B je bio tema brojnih istraživanja [2], [101], [102], [103], [104], [105], [106].

Na gornjem rubu AGS-a brzina i kinematičko naprezanje poprimaju vrijednosti $\tau/\rho = 0$, $\bar{u} = u_g$ i $\bar{v} = v_g$ (komponenta brzine \bar{v} je kroz cjelokupni AGS neovisna o visini z). Ukoliko se pretpostavi da su kroz cjelokupni neutralno temperaturno stratificirani, stacionarni i homogeni AGS vektori brzine i kinematičkog naprezanja međusobno paralelni, komponente vektora kinematičkog naprezanja i brzine je moguće definirati koristeći kut zakretanja strujanja unutar AGS-a γ ,

$$\frac{\tau_{zx}}{\rho} = \frac{\tau}{\rho} \cos \gamma, \quad \frac{\tau_{zy}}{\rho} = \frac{\tau}{\rho} \sin \gamma, \quad \frac{\tau}{\rho} = \sqrt{\left(\frac{\tau_{zx}}{\rho}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{zy}}{\rho}\right)^2}, \quad (37)$$

$$\bar{u} = \bar{V} \cos \gamma, \quad \bar{v} = \bar{V} \sin \gamma, \quad \bar{V} = \sqrt{\bar{u}^2 + \bar{v}^2}. \quad (38)$$

Također se i komponente geostrofičke brzine mogu zapisati koristeći maksimalni kut zakreta strujanja γ_0 ,

$$u_g = G \cos \gamma_0, \quad v_g = G \sin \gamma_0, \quad G = \sqrt{u_g^2 + v_g^2}. \quad (39)$$

Uvrštavanjem izraza (37), (38) i (39) u jednadžbe (13) i (14), jednadžbe strujanja zraka u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u se mogu zapisati kao

$$f(\bar{V} \sin \gamma - G \sin \gamma_0) = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial z} (\tau \cos \gamma), \quad (40)$$

$$-f(\bar{V} \cos \gamma - G \cos \gamma_0) = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial z} (\tau \sin \gamma). \quad (41)$$

Množenjem jednadžbe (40) s $\cos \gamma$ i jednadžbe (41) sa $\sin \gamma$, te njihovim zbrajanjem, eliminira se brzina \bar{V} i dobiva da je

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau}{\partial z} = -fG \sin(\gamma - \gamma_0). \quad (42)$$

S obzirom da atmosferska mjerenja pokazuju kako se raspodjela kinematičkog naprezanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u može aproksimirati polinomom drugog reda [107], [108], [109], razvojem kinematičkog naprezanja τ/ρ u Taylorov red oko točke $z = h_{ABL}$, uz uvjet da je na visini $z = h_{ABL}$ kut zakretanja strujanja $\gamma = \gamma_0$, slijedi

$$\frac{\tau}{\rho} = \frac{1}{2\rho} \frac{\partial^2 \tau}{\partial z^2} \Big|_{z=h_{ABL}} (z - h_{ABL})^2 = -fG \frac{1}{2} \frac{d\gamma}{dz} \Big|_{z=h_{ABL}} (h_{ABL} - z)^2. \quad (43)$$

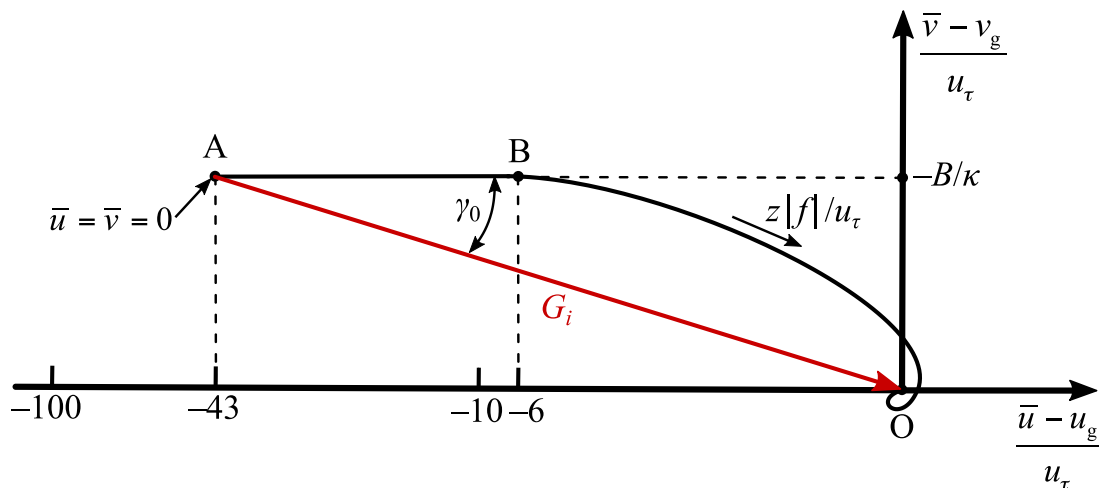
Ukoliko se jednadžba (42) upotrijebi za eliminaciju druge derivacije kinematičkog napreznja u jednadžbi (43), dobiva se da je

$$\sin(\gamma - \gamma_0) = \frac{d\gamma}{dz} \Big|_{z=h_{ABL}} (z - h_{ABL}). \quad (44)$$

Linearna distribucija sinusa funkcije kuta zakretanja u jednadžbi (44) i ovisnost napreznja o visini z teorijski predviđena jednadžbom (43) pokazuju dobru podudarnost s meteorološkim atmosferskim mjerenjima [107], [108].

Na slici 5. je prikazan hodograf bezdimenzijskog profila brzine u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u dobiven primjenom asimptotske teorije sličnosti. Atmosferska mjerenja su pokazala kako u usporedbi s Ekmanovim rješenjem takav profil točno opisuje stvarne uvjete strujanja u AGS-u, s obzirom da je njime moguće pravilno modelirati strujanje zraka u unutarnjem ili prizemnom sloju i u vanjskom ili Ekmanovom sloju. Sukladno asimptotskoj teoriji sličnosti, strujanje u prizemnom sloju je ravninsko i ne mijenja smjer s porastom visine (dio profila između točaka A i B na slici 5.), dok dio profila desno od točke B predstavlja strujanje zraka u vanjskom sloju koje mijenja smjer s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile (profil bezdimenzijske brzine na tim visinama odgovara Ekmanovom rješenju danom jednadžbama (17) i (18)). Pritom točka A predstavlja tlo na kojem su obje komponente brzine jednake nuli, dok točka B predstavlja debljinu prizemnog sloja. U ishodištu koordinatnog sustava O (predstavlja geostrofičku visinu), smjer strujanja se poklapa sa smjerom geostrofičkog vjetra definiranog vektorom G_i , a koji je u odnosu na smjer strujanja vjetra u prizemnom sloju odmaknut za kut γ_0 . Promjena vrijednosti Rossbyjevog broja ne utječe na oblik profila brzine prikazanog na slici 5., već samo utječe na pomicanje točke A po horizontalnoj liniji definiranoj vrijednošću $(\bar{v} - v_g)/u_\tau = -B/\kappa$ na ordinati (promjena Ro ne utječe na profil desno od točke B).

Rješavanjem jednadžbi strujanja metodom teorije sličnosti, dobivene jednadžbe upućuju na činjenicu da se neutralno temperaturno stratificirani, stacionarni i homogeni AGS općenito može podijeliti na dva sloja, tj. unutarnji ili prizemni sloj i vanjski ili Ekmanov sloj [18]. Unutarnji se sloj pak može podijeliti na inercijski podsloj i prijelazni podsloj (engl. *interfacial or roughness sublayer*). Navedeni se slojevi međusobno razlikuju s obzirom na specifične karakteristike turbulentnog strujanja koje se unutar njih javljaju.



Slika 5. Hodograf bezdimenzijske brzine dobivene primjenom asimptotske teorije sličnosti (prema [2]). Hodograf je konstruiran za strujanje na sjevernoj hemisferi, na temelju Rossbyjevog broja vrijednosti $Ro = 10^{10}$ (odgovara situaciji strujanja zraka u atmosferi nad otvorenim morskom površinom), iz kojeg slijedi da je pozicija točke A definirana vrijednošću na abscisi jednakom $(\bar{u} - u_g)/u_\tau \approx -43$, a točke B $(\bar{u} - u_g)/u_\tau \approx -6$. Točke A i B za bilo koju vrijednost Ro ostaju na istoj poziciji na ordinati jednakoj $(\bar{v} - v_g)/u_\tau = -B/\kappa$.

Unutarnji sloj je dio AGS-a koji je u potpunosti pod utjecajem Zemljine površine (tla). Njegova debljina u pravilu iznosi 10–15% ukupne debljine AGS-a. U prijelaznom podsloju je brzina promjene mase, količine gibanja i energije između tla i zraka prvenstveno uvjetovana molekularnom difuzijom. Debljina prijelaznog podsloja najčešće je reda veličine visina malo većih od visina objekata raspoređenih po tlu (drveća, zgrada, nebodera). Za razliku od prijelaznog podsloja, brzina promjene mase, količine gibanja i energije u inercijskom podsloju je uglavnom uzrokovana turbulentnim naprezanjem, dok se molekularna difuzija može zanemariti.

Vanjski ili Ekmanov sloj je najviši dio AGS-a. Strujanje u vanjskom sloju se bitno razlikuje od strujanja u unutarnjem sloju. Razlog tome je taj što je utjecaj tla na većim visinama bitno manji nego što je to slučaj s unutarnjim slojem, te što na većim visinama u AGS-u dolazi do pojava povezanih s djelovanjem Coriolisove sile (poput promjene smjera strujanja s porastom visine).

2.2.2. Deaves-Harrisov model za jake vjetrove

Kritička analiza originalne asimptotske teorije sličnosti [27] je pokazala kako približavanjem geostrofičkoj visini ($z \rightarrow h_{ABL}$) vektori smičnog naprezanja i brzine ostaju paralelni i postaju neovisni o karakteristikama terena (iako su obje komponente kinematičkog naprezanja τ_{zx}/ρ i

τ_{zy}/ρ na visini $z = h_{ABL}$ jednake nuli [97]), dok u ostalim dijelovima AGS-a ovise o karakteristikama terena [87], [97]. Na temelju toga je moguće zaključiti kako uvjet paralelnosti vektora kinematičkog naprezanja i brzine ne može biti zadovoljen niti na jednoj visini unutar neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a kada se strujanje analizira koristeći originalnu asimptotsku teoriju [87].

Shodno tome je predložena metoda za matematičko modeliranje jakih vjetrova koja je postala dio mnogih međunarodnih standarda i normi (u daljnjem tekstu se ta metoda naziva Deaves-Harrisov model za jake vjetrove) [86]. Metoda se temelji na modificiranoj asimptotskoj teoriji sličnosti koja je konzistentna s geostrofičkom visinom h_{ABL} . Za razliku od izvorne asimptotske teorije sličnosti koja analizira strujanje u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u koristeći komponente brzine strujanja \bar{u} i \bar{v} , Deaves-Harrisov model za jake vjetrove se temelji na rezultatnoj brzini strujanja $\bar{V} = \sqrt{\bar{u}^2 + \bar{v}^2}$. Ako se još i koordinata koja definira smjer strujanja vjetra (x – koordinata) podudara sa smjerom geostrofičkog vjetra, jednadžbe (20)–(23) se svode na sljedeće dvije jednadžbe,

$$\frac{\bar{V}}{u_\tau} = f_v \left(\frac{z}{z_0} \right), \quad (45)$$

$$\frac{\bar{V} - G}{u_\tau} = F_v \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right). \quad (46)$$

Pritom su funkcije f_v i F_v različite od onih dobivenih originalnom asimptotskom teorijom. Primjenom metode singularne matematičke perturbacije, izvode se jednadžbe koje osiguravaju uvjet paralelnosti vektora kinematičkog naprezanja i brzine unutar neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a,

$$\frac{\bar{V}}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) + c_1 \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right) + c_2 \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right)^2 + c_3 \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right)^3 + c_4 \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right)^4 \right], \quad (47)$$

$$\frac{G}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \left[\ln \left(\frac{u_\tau}{|f|z_0} \right) - A' \right] = \frac{1}{\kappa} [\ln(Ro) - A'], \quad (48)$$

$$h_{ABL} = \frac{u_\tau}{B'|f|}, \quad (49)$$

gdje konstante imaju sljedeće iznose $A' = -1$, $B' = 6$, $c_1 = 5,75$, $c_2 = -1,875$, $c_3 = -4/3$ i $c_4 = 1/4$.

Jednadžba (47) predstavlja prošireni oblik logaritamskog zakona dobivenog jednadžbom (25). Međutim, u praksi se za potrebe proračuna profila osrednjene brzine do visine 200 m prošireni oblik logaritamskog zakona pojednostavljuje tako da se zadnja tri člana u izrazu (47) zanemare,

$$\frac{\bar{V}}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \left[\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) + 5,75 \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right) \right]. \quad (50)$$

Prednost Deaves-Harrisovog modela jest što omogućuje uvjet paralelnosti vektora kinematičkog napreznja i brzine unutar cjelokupnog AGS-a s obzirom da se strujanje definira rezultantnom brzinom \bar{V} i da se geostrofička visina h_{ABL} definira jednadžbom (49).

Deaves-Harrisovim modelom je predložen i polinom drugog stupnja za računanje raspodjele kinematičkog napreznja unutar neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a (u skladu s izrazom (43) izvedenim iz jednadžbi strujanja), kao i izraz za računanje standardne devijacije brzine u smjeru glavnog strujanja (x – koordinata) $\sigma_u(z)$ [86],

$$\frac{\tau(z)}{\rho} = \sqrt{\left(\frac{\tau_{zx}}{\rho} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{zy}}{\rho} \right)^2} = u_\tau^2 \left(1 - \frac{z}{h_{ABL}} \right)^2, \quad (51)$$

$$\frac{\sigma_u(z)}{u_\tau} = 2,63 \left(1 - \frac{z}{h_{ABL}} \right) \left(0,538 + 0,09 \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \right)^{\left(1 - \frac{z}{h_{ABL}} \right)^{16}}. \quad (52)$$

Izrazom (51) je osiguran uvjet nultog gradijenta kinematičkog napreznja na geostrofičkoj visini, pri čemu je kinematičko napreznje na površini Zemlje jednako

$$\frac{\tau(z=0)}{\rho} = \sqrt{\left(\frac{\tau_{zx}(z=0)}{\rho} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{zy}(z=0)}{\rho} \right)^2} = u_\tau^2. \quad (53)$$

Kao što je pokazano jednadžbom (43), takva teorijska raspodjela kinematičkog napreznja (polinom drugog stupnja) u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u je fizikalna s obzirom da je posljedica djelovanja Coriolisove sile [110].

ESDU 85020 (1985) je nadopunio Deaves-Harrisov model izrazima za računanje standardnih devijacija u lateralnom $\sigma_v(z)$ i vertikalnom $\sigma_w(z)$ smjeru u odnosu na standardnu devijaciju u smjeru glavnog strujanja $\sigma_u(z)$,

$$\frac{\sigma_v(z)}{\sigma_u(z)} = 1 - 0,22 \cos^4 \left(\frac{\pi}{2} \frac{z}{h_{ABL}} \right), \quad (54)$$

$$\frac{\sigma_w(z)}{\sigma_u(z)} = 1 - 0,45 \cos^4 \left(\frac{\pi}{2} \frac{z}{h_{ABL}} \right). \quad (55)$$

S obzirom da se kinetička energija turbulencije k definira kao

$$k = \frac{1}{2} (\sigma_u^2 + \sigma_v^2 + \sigma_w^2), \quad (56)$$

raspodjela kinetičke energije turbulencije $k(z)$ u AGS-u se izvodi iz jednadžbi (52)–(56),

$$\frac{k(z)}{u_\tau^2} = \frac{\sigma_u^2}{2u_\tau^2} \left[1 + \left(\frac{\sigma_v}{\sigma_u} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u} \right)^2 \right]. \quad (57)$$

Razvijena metoda za jake vjetrove u obzir uzima i zakretanje strujanja unutar neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a, pri čemu je izraz za računanje maksimalnog kuta zakretanja strujanja sukladan [86], [87]

$$\gamma_0 = \sin^{-1} \left(\frac{2B'u_\tau}{G} \right), \quad (58)$$

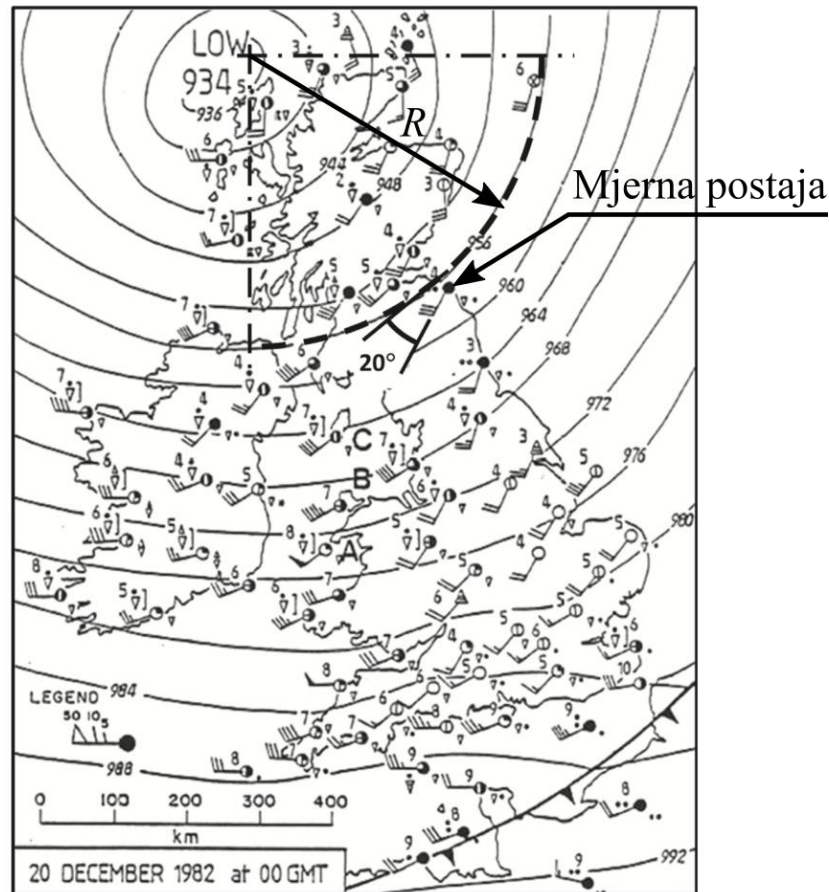
gdje je promjena kuta zakretanja s porastom visine linearna u skladu s profilom (44) dobivenim analizom jednadžbi strujanja i jednaka je

$$\gamma = \gamma_0 \left(\frac{z}{h_{ABL}} \right). \quad (59)$$

Primijećeno je kako je u većini praktičnih slučajeva kod jakih vjetrova kut zakretanja strujanja do visine 200 m manji od 5° [86]. To je potvrđeno usporedbom Deaves-Harrisovog modela za jake vjetrove sa stvarnim sinoptičkim kartama [57], [58], čime se opravdalo korištenje Deaves-Harrisovog modela za jake vjetrove kada se matematički modelira strujanje u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom, homogenom i ravninskom AGS-u (inženjerskom AGS-u). Pretpostavka ravninskog strujanja u AGS-u je u skladu s drugim analizama koje su pokazale kako se linearna promjena kuta zakretanja dobro podudara s meteorološkim mjerenjima [107], [108].

Analiza strujanja vjetra [58] u Ujedinjenom Kraljevstvu za dan 20. prosinac 1982. godine upućuje na pojavu jakih vjetrova uzrokovanih formacijom sustava izrazito niskog tlaka iznosa 934 hPa sa središtem sjeverozapadno od Škotske, što je prikazano na meteorološkoj karti na slici 6. Koristeći dostupnu kartu moguće je očitati podatke o brzini i smjeru vjetra za mjernu postaju koja se nalazi jugozapadno od grada Edinburgha, na istočnoj obali Škotske ($\varphi = 56^\circ$). Tako se iz meteorološke karte može zaključiti kako je na odabranoj mjernoj postaji na visini 10 m izmjerena osrednjena brzina iznosa 15 m/s, pri čemu je vektor brzine nagnut pod kutom

približno jednakim 20° u odnosu na tangentu na izobaru iznosa 956 hPa, prema slici 6. Uz pretpostavku da je radijus zakrivljenosti izobare približno jednak $R = 400$ km, može se izračunati da je vrijednost gradijenta tlaka u radijalnom smjeru jednaka $\partial\bar{p}/\partial r \approx 5,34$ Pa/km. Korištenjem jednadžbe (11) se dobiva približna vrijednost geostrofičke brzine $G \approx 26$ m/s.



Slika 6. Meteorološka karta Ujedinjenog Kraljevstva za dan 20.12.1982. godine [58].

Upotrebom jednadžbi (47) i (49) Deaves-Harrisovog modela za jake vjetrove (uz pretpostavku da je $z_0 = 0,01$ m i $u_\tau = 0,72$ m/s) se dobiva da je geostrofička visina AGS-a jednaka $h_{ABL} = 998$ m, dok je brzina strujanja vjetra na visini 10 m jednaka 12,6 m/s. Također iz jednadžbe (58) slijedi da je ukupni kut zakreta strujanja dobiven Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove jednak $\gamma_0 = 19,6^\circ$. Uvrštavanjem dobivenih podataka u izraz (59) se može zaključiti kako je za ovaj stvarni slučaj jakih vjetrova promjena smjera vjetra samo 4° za prvih 200 m visine.

Usporedbom dobivenih rezultata s rezultatima očitanim s meteorološke karte postaje jasno kako je modelom za jake vjetrove moguće pravilno matematički modelirati stvarna atmosferska strujanja jakih vjetrova. Prikazana mjerenja također potvrđuju da je pri

računalnom modeliranju strujanja jakih vjetrova oko konstrukcija manjih visina (engl. *low-rise buildings*), koje ne prodiru značajno u vanjski Ekmanov sloj, opravdano zanemariti promjenu smjera strujanja vjetra s porastom visine (udaljenosti od tla) i strujanje u AGS-u tretirati kao strujanje inženjerskog AGS-a.

Osim toga je pokazano kako je za potrebe inženjerske primjene praktički uvijek moguće zanemariti zakrivljenost izobara (a samim time i utjecaj centrifugalne sile na strujanje u AGS-u) [97] zbog toga što se inženjerski modeli često svode na malo područje strujanja (u usporedbi sa sinoptičkim mjerama). U tom se slučaju strujanje analizira na malom odsječku izobare, te se sustav izobara opravdano može smatrati paralelnim.

2.2.3. Zakon potencije

Zakon potencije (engl. *power-law profile*) [111] predstavlja matematički model strujanja vjetra u inženjerskom AGS-u koji za razliku od logaritamskog zakona nije rješenje jednadžbi strujanja u AGS-u, već je formuliran empirijski na temelju podataka dobivenih mjerenjem. Zakon potencije glasi

$$\frac{\bar{u}(z)}{\bar{u}_{\text{ref}}} = \left(\frac{z}{z_{\text{ref}}} \right)^{\alpha}, \quad (60)$$

gdje je \bar{u}_{ref} osrednjena brzina na referentnoj visini z_{ref} , dok je α eksponent zakona potencije. Eksponent zakona potencije funkcija je aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_0 . Tako je za urbana područja (veća površinska hrapavost) vrijednost eksponenta veća, dok je za ruralna područja (manja površinska hrapavost) vrijednost eksponenta manja. Vrijednosti eksponenta zakona potencije za različite kategorije i tipove terena je moguće pronaći u dostupnoj literaturi (npr. [1], [112]). U tablici 1. su prikazane tipične vrijednosti aerodinamičke duljine hrapavosti površine i eksponenta zakona potencije za četiri različite kategorije terena.

Prednost zakona potencije u odnosu na logaritamski zakon je u činjenici da je njime moguće pravilno modelirati osrednjenu brzinu strujanja na većim visinama u AGS-u (pri čemu na manjim visinama daje slabije rezultate), dok je logaritamski zakon ograničen samo na unutarnji ili prizemni sloj (manje visine u AGS-u). Što se tiče računalnih modela strujanja u inženjerskom AGS-u, nedostatak zakona potencije je taj što ga je teško uvrstiti u takve modele s obzirom da nije dio rješenja jednadžbi strujanja (ne zadovoljava rubne uvjete pri tlu, niti rubne uvjete pri gornjoj površini uz rub AGS-a [114]). Zakon potencije se stoga često

koristi za validaciju laboratorijskog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u zračnim tunelima, ali je i dio relevantnih standarda i normi [25].

Tablica 1. Vrijednosti aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_0 (prema Eurocode 1 standardu) [113] i eksponenta zakona potencije α za različite kategorije terena I – IV [1].

Kategorija terena	z_0 , m	α , –
I Otvoreno more, jezera velikih površina, glatke ravne površine bez površinskih prepreka (građevina)	0,01	0,12
II Velika poljoprivredna zemljišta s povremenim i rijetkim građevinama (kućama, štalama, itd.) i drvećem	0,05	0,16
III Prigradska (suburbana) područja, industrijska područja i šumovito područje	0,3	0,22
IV Gradska (urbana) područja u kojima je najmanje 15% površine pokriveno građevinama čija je srednja visina veća od 15 m	1,0	0,30

3. RAČUNALNO MODELIRANJE INŽENJERSKOG ATMOSFERSKOG GRANIČNOG SLOJA

U ovom je poglavlju dan detaljan pregled jednadžbi strujanja za računalni model inženjerskog AGS-a, kao i korištenih modela turbulencije temeljenih na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama. Također se analiziraju ulazni profili i rubni uvjeti koji omogućuju generiranje inženjerskog AGS-a čija su strujanja uzrokovana smičnom silom i silom gradijenta tlaka, korištenjem tehnike domene sljednika i tehnike domene preteče.

Stacionarne jednadžbe strujanja inženjerskog AGS-a se numerički rješavaju korištenjem metode konačnih volumena koja predstavlja numeričku metodu za rješavanje spregnutog sustava parcijalnih diferencijalnih jednadžbi višeg reda. Osnovna ideja je prevođenje parcijalnih diferencijalnih jednadžbi u sustav algebarskih jednadžbi. Kako bi to bilo moguće ostvariti, prvo je potrebno provesti prostornu diskretizaciju geometrijske domene (računalne domene) u kojoj se razmatra strujanje, tako da se domena podijeli na konačni broj volumena konačnih dimenzija. Tako podijeljena računalna domena se naziva mreža konačnih volumena. Nakon toga se parcijalne diferencijalne jednadžbe koje opisuju strujanje integriraju po svakom konačnom volumenu, čime ih se pretvara u sustav algebarskih jednadžbi. Kako bi dobiveni sustav algebarskih jednadžbi bilo moguće riješiti, na rubnim površinama računalne domene je potrebno definirati rubne uvjete. Sustav algebarskih jednadžbi se numerički rješava, a vrijednosti izračunatih veličina se najčešće pohranjuju u težištu svakog konačnog volumena [67], [115].

Za računalno modeliranje strujanja fluida se najčešće koristi metoda konačnih volumena. Prednost te metode u odnosu na druge numeričke metode, kao što su metoda konačnih razlika (engl. *finite difference method*) i metoda konačnih elemenata (engl. *finite element method*) je u činjenici da je ona striktno konzervativna, što znači da zadovoljava zakon očuvanja mase za svaki konačni volumen. Još jedna važna karakteristika metode konačnih volumena je njena primjenjivost na nestrukturiranim poligonalnim mrežama konačnih volumena, tj. nije nužno ograničena na strukturirane mreže konačnih volumena koje se temelje na pravilno raspoređenim heksaedarskim konačnim volumenima u računalnoj domeni. To omogućuje primjenu za računalno modeliranje strujanja unutar ili oko kompleksnih geometrija koje se često pojavljuju u industrijskim problemima. Također, metoda konačnih volumena dopušta

primjenu različitih rubnih uvjeta s obzirom da se vrijednosti izračunatih veličina pohranjuju u težištima konačnih volumena, a ne na plohama konačnih volumena [67], [115].

Dva su temeljna rubna uvjeta u računalnoj dinamici fluida, tj. Dirichletov i Neumannov rubni uvjet. Dirichletovim rubnim uvjetom se na površini računalne domene zadaje vrijednost određene fizikalne veličine, pa se iz tog razloga često naziva rubnim uvjetom zadane vrijednosti (engl. *fixed value boundary condition*) [116]. Kod računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a taj se rubni uvjet koristi npr. za zadavanje profila osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije na ulaznoj površini računalne domene, kao i za definiranje nepropusne stijenke (vrijednosti svih komponenata vektora brzine na nepropusnoj stijenci jednake su nuli).

Neumannovim rubnim uvjetom se na površini računalne domene definiraju vrijednosti derivacija fizikalnih veličina [116]. U praksi se ovaj uvjet najčešće primjenjuje za definiranje rubnog uvjet nultog gradijenta fizikalnih veličina (engl. *zero gradient boundary condition*), čime se osigurava da u smjeru normale na površinu računalne domene nema promjene tih fizikalnih veličina. Kod računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a takav se rubni uvjet koristi npr. na izlaznoj površini računalne domene za definiranje nultog gradijenta osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije. Također se koristi i na gornjoj površini računalne domene za zadavanje rubnog uvjeta gradijenata osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije te disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije.

U računalnoj dinamici fluida se pojavljuju i rubni uvjeti koji matematički predstavljaju kombinaciju Dirichletovog i Neumannovog rubnog uvjeta (Robinov rubni uvjet) [116]. Pri računalnom modeliranju inženjerskog AGS-a se često primjenjuju i rubni uvjeti simetrije i periodičnosti.

Rubnim uvjetom simetrije (engl. *symmetry boundary condition*) se površina računalne domene tretira kao ravnina zrcaljenja, čime je moguće značajno smanjiti broj konačnih volumena potrebnih za računalnu analizu, a time i potrebno vrijeme za numerički proračun [117]. Kada se površina računalne domene definira kao ravnina simetrije, protoci fizikalnih veličina kroz tu površinu i promjene svih veličina u smjeru normale na površinu jednaki su nuli. Takav se rubni uvjet primjenjuje kada su geometrije simetrične u odnosu na najmanje jednu ravninu.

Rubni uvjet periodičnosti ili cikličnosti (engl. *periodic or cyclic boundary condition*) strujanja se primjenjuje kako bi se računalno modeliranje strujanja koje se periodički (ciklički) ponavlja svelo na modeliranje samo manjeg dijela ukupnog polja strujanja (npr. modeliranje strujanja u križnom cijevnom izmjenjivaču topline ili u cijevima za generiranje profila izobraženog strujanja), čime se značajno smanjuje potreba za računalnim resursima te se znatno smanjuje vrijeme proračuna. Rubni uvjet periodičnosti zahtjeva odabir dvije površine računalne domene koje se smatraju fizički spojenim. Pritom te dvije površine trebaju biti iste veličine i oblika, ali ne trebaju biti jednake orijentacije (u praksi se često koristi rotacijski rubni uvjet periodičnosti kod kojeg su površine različito orijentirane). Osim toga, konačni volumeni uz obje površine ne trebaju biti podudarni što omogućuje korištenje strukturiranih i nestrukturiranih mreža konačnih volumena (to znači da raspodjela ploha konačnih volumena na površinama ne mora biti podudarna). Kada se periodički rubni uvjet primijeni za rješavanje problema računalne dinamike fluida, potrebno je eksplicitno zadati silu ili sile koje uzrokuju strujanje u računalnoj domeni (npr. silu gradijenta tlaka u slučaju računalnog modeliranja strujanja u cijevi) [119].

Kod računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a se rubni uvjet periodičnosti definira na ulaznoj i izlaznoj površini pravokutne računalne domene čime se osigurava generiranje homogenih (izobraženih) profila osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije te disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije.

3.1. Jednadžbe strujanja i modeliranje turbulencije u inženjerskom atmosferskom graničnom sloju

Strujanje u inženjerskom AGS-u je modelirano uz primjenu vremenski osrednjenih Navier-Stokesovih jednadžbi i modela turbulencije temeljenih na vremenski osrednjenim Navier-Stokesovim jednadžbama (RANS modeli turbulencije). Za strujanje u inženjerskom AGS-u se može pretpostaviti da je nestlačivo te se može zanemariti utjecaj gravitacijske sile pa ga je moguće modelirati jednadžbom kontinuiteta i jednadžbom količine gibanja (vremenski osrednjene Navier-Stokesove jednadžbe) oblika

$$\frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_j} = 0, \quad (61)$$

$$\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) - \overline{v'_i v'_j} \right], \quad (62)$$

gdje je \bar{v}_i vektor osrednjene brzine, ρ je gustoća fluida, a \bar{p} osrednjeni tlak. Tenzor turbulentnog kinematičkog Reynoldsovog naprezanja $-\overline{v'_i v'_j}$ se modelira na temelju Boussinesqove hipoteze [84] kao

$$-\overline{v'_i v'_j} = 2\nu_T S_{ij} - \frac{2}{3} k \delta_{ij} = \nu_T \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij}, \quad (63)$$

pri čemu je S_{ij} tenzor brzine deformacije definiran kao $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right)$, ν_T je turbulentna kinematička viskoznost, a kinetička energije turbulencije k je definirana $k = \frac{1}{2} \overline{v'_i v'_i}$.

S ciljem modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj pravokutnoj računalnoj domeni, jednadžbe (61)–(63) se dodatno pojednostavljuju uvođenjem sljedećih pretpostavki:

- Pretpostavka stacionarnosti strujanja daje $\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t}$, što znači da nema promjene polja brzine u vremenu, a pretpostavka horizontalne homogenosti strujanja daje $\bar{v}_j \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j}$, što znači da nema konvektivne promjene brzine. Jedine derivacije različite od nule su derivacije po koordinati visine (koordinati z) – $\frac{\partial \bullet}{\partial x} = \frac{\partial \bullet}{\partial y} = 0$, $\frac{\partial \bullet}{\partial z} \neq 0$.
- Pretpostavlja se strujanje samo u horizontalnom smjeru koordinate x , pa je jedina komponenta brzine različita od nule ona u smjeru osi x – $\bar{u} \neq 0$, $\bar{v} = \bar{w} = 0$.
- S obzirom da se strujanje jakih vjetrova u inženjerskom AGS-u odvija pri velikim Reynoldsovim brojevima, Reynoldsova turbulentna naprezanja su bitno veća od naprezanja uslijed molekularne viskoznosti, pa se molekularna viskoznost može zanemariti – $\nu \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) = 0$.
- Jedina komponenta turbulentnog kinematičkog Reynoldsovog naprezanja različita od nule jest komponenta $-\overline{u'w'}$ u smjeru osi x .

Uzevši u obzir spomenute pretpostavke, jednadžba količine gibanja (62) se svodi na

$$\frac{d}{dz} \left(-\overline{u'w'}(z) \right) = \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx}, \quad (64)$$

dok je jednadžba kontinuiteta (61) zadovoljena. Jednadžba količine gibanja (64) napisana za strujanje inženjerskog AGS-a predstavlja ravnotežu viskozne sile uslijed turbulentnog kinematičkog naprezanja i sile gradijenta tlaka.

U sklopu ovog rada, turbulencija je modelirana uz primjenu standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije [90], RNG (engl. *re-normalization group*) $k-\varepsilon$ modela turbulencije [91], *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije [92], Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije [93] i Menterovog $k-\omega$ SST (engl. *shear stress transport*) modela turbulencije [94], [95].

1.) Standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije

Jednadžbe standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije glase

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (k\bar{v}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_{k_SKE}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \frac{P_k}{\rho} - \varepsilon, \quad (65)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\varepsilon\bar{v}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_{\varepsilon_SKE}} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1_SKE} \frac{\varepsilon}{k} \frac{P_k}{\rho} - C_{2_SKE} \frac{\varepsilon^2}{k}, \quad (66)$$

gdje jednadžba (65) predstavlja transportnu jednadžbu kinetičke energije turbulencije k , a jednadžba (66) transportnu jednadžbu disipacije kinetičke energije turbulencije ε .

Dodatna jednadžba za računanje turbulentne kinematičke viskoznosti ν_T je oblika

$$\nu_T = C_{\mu_SKE} \frac{k^2}{\varepsilon}, \quad (67)$$

dok se produkcija kinetičke energije turbulencije P_k određuje kao

$$\frac{P_k}{\rho} = -\overline{v_i'v_j'} \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i}. \quad (68)$$

Uobičajene vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije su prikazani u tablici 2. Ukoliko se u jednadžbe modela turbulencije (65)–(68) uvedu pretpostavke modeliranja inženjerskog AGS-a, dobiva se

$$-\frac{d}{dz} \left(\frac{\nu_T(z)}{\sigma_{k_SKE}} \frac{dk(z)}{dz} \right) - \frac{P_k(z)}{\rho} + \varepsilon(z) = 0, \quad (69)$$

$$-\frac{d}{dz} \left(\frac{\nu_T(z)}{\sigma_{\varepsilon_SKE}} \frac{d\varepsilon(z)}{dz} \right) - C_{1_SKE} \frac{P_k(z)\varepsilon(z)}{\rho k(z)} + C_{2_SKE} \frac{\varepsilon(z)^2}{k(z)} = 0, \quad (70)$$

$$v_T(z) = C_{\mu_SKE} \frac{k(z)^2}{\varepsilon(z)}, \quad (71)$$

$$\frac{P_k(z)}{\rho} = -\overline{u'w'}(z) \frac{d\bar{u}(z)}{dz} = v_T(z) \left(\frac{d\bar{u}(z)}{dz} \right)^2. \quad (72)$$

Da bi se prikladno mogao analizirati dodatni utjecaj neaktivne turbulencije, potrebno je modificirati iznos konstante C_{μ_SKE} [120]. Prethodnim je istraživanjima pokazano kako je za slučaj modeliranja strujanja u prizemnom sloju AGS-a iznos omjera kinetičke energije turbulencije i napreznja konstantan (zbog konstantnih raspodjela tih veličina), pa je sukladno definiran parametar neaktivne turbulencije c_k [54],

$$c_k = \frac{1}{\sqrt{C_{\mu_SKE}}} = \frac{k}{|\overline{u'w'}|} = \text{konst.}, \quad (73)$$

na temelju čije se vrijednosti određuje nepoznati iznos konstante C_{μ_SKE} . Naknadnim je računalnim simulacijama pokazano kako se vrijednost parametra neaktivne turbulencije može smatrati konstantnom čak i u slučaju računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a u kojem vrijednosti kinetičke energije turbulencije i napreznja opadaju s porastom visine (iako te veličine opadaju s porastom visine, njihov je omjer konstantan) [80].

Tablica 2. Standardne vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije.

	C_{μ_SKE}	C_{1_SKE}	C_{2_SKE}	σ_{k_SKE}	σ_{ε_SKE}
Iznos	0,09	1,44	1,92	1,0	1,3

Jednadžba (73) je valjana u slučaju homogene turbulencije koja pretpostavlja jednakost produkcije kinetičke energije turbulencije i njezine disipacije, odnosno vrijedi $P_k(z)/\rho = \varepsilon(z)$.

Da bi se osiguralo konzistentno rješenje strujanja inženjerskog AGS-a, nakon promjene vrijednosti konstante C_{μ_SKE} je potrebno dodatno modificirati i konstantu σ_{ε_SKE} modela turbulencije prema [50],

$$\sigma_{\varepsilon_SKE} = \frac{\kappa^2}{(C_{2_SKE} - C_{1_SKE}) \sqrt{C_{\mu_SKE}}}. \quad (74)$$

2.) RNG $k-\varepsilon$ model turbulencije

Transportna jednadžba kinetičke energije turbulencije i jednadžbe za računanje turbulentne kinematičke viskoznosti i produkcije kinetičke energije turbulencije RNG $k-\varepsilon$ modela

turbulencije su jednake kao kod standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije (jednadžbe (65), (67) i (68)), dok transportna jednadžba disipacije kinetičke energije turbulencije glasi

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\varepsilon \bar{v}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_{\varepsilon_RNG}} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1_RNG}^* \frac{\varepsilon}{k} \frac{P_k}{\rho} - C_{2_RNG} \frac{\varepsilon^2}{k}. \quad (75)$$

Jednadžba (75) se razlikuje od jednadžbe (66) po tome što je veličina $C_{1_RNG}^*$ promjenjiva, odnosno ovisi o tenzoru brzine deformacije S_{ij} , a računa se pomoću izraza

$$C_{1_RNG}^* = C_{1_RNG} - \frac{\eta \left(1 - \frac{\eta}{\eta_0} \right)}{1 + \beta_{RNG} \eta^3}, \quad (76)$$

gdje je funkcija η definirana kao

$$\eta = \frac{Sk}{\varepsilon}, \quad (77)$$

pri čemu je $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ apsolutni iznos tenzora brzine deformacije, a η_0 i β_{RNG} su konstante.

Prednost RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije u odnosu na standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije je u tome što u obzir uzima apsolutni iznos tenzora brzine deformacije u strujanju, čime se omogućava bolje modeliranje strujanja kod kojih se javljaju velike brzine deformacije. Upravo zbog toga se taj model često koristi za modeliranje turbulencije u vrtložnom strujanju. Standardne vrijednosti konstanti RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije su dane u tablici 3.

Tablica 3. Standardne vrijednosti konstanti RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije.

	C_{μ_RNG}	C_{1_RNG}	C_{2_RNG}	σ_{k_RNG}	σ_{ε_RNG}	η_0	β_{RNG}
Iznos	0,0845	1,42	1,68	0,7194	0,7194	4,38	0,012

Za inženjerski AGS transportna jednadžba disipacije kinetičke energije turbulencije (75) glasi

$$-\frac{d}{dz} \left(\frac{\nu_T(z)}{\sigma_{\varepsilon_RNG}} \frac{d\varepsilon(z)}{dz} \right) - C_{1_RNG}^*(z) \frac{P_k(z)\varepsilon(z)}{\rho k(z)} + C_{2_RNG} \frac{\varepsilon(z)^2}{k(z)} = 0, \quad (78)$$

dok je transportna jednadžba kinetičke energije turbulencije istog oblika kao jednadžba (69), jednadžba turbulentne kinematičke viskoznosti kao jednadžba (71), a jednadžba za izračun produkcije kinetičke energije turbulencije kao jednadžba (72).

Izraz za određivanje vrijednosti $C_{1_RNG}^*$ (koja je sada također funkcija samo koordinate z) poprima oblik

$$C_{1_RNG}^*(z) = C_{1_RNG} - \frac{\eta(z) \left(1 - \frac{\eta(z)}{\eta_0}\right)}{1 + \beta_{RNG} \eta^3(z)}, \quad (79)$$

gdje je funkcija $\eta(z)$ definirana kao

$$\eta(z) = \sqrt{\frac{P_k(z)}{C_{\mu_RNG} \varepsilon(z)}}. \quad (80)$$

Izraz (80) se izvodi uz primjenu jednadžbi (71), (72) i (77) uz uvjet da je jedina preostala komponenta tenzora brzine deformacije $S_{xz} = S_{zx} = \frac{1}{2} \frac{d\bar{u}}{dz}$, a apsolutni iznos tenzora brzine deformacije $S = \frac{d\bar{u}}{dz}$. Uz pretpostavku da je produkcija kinetičke energije turbulencije jednaka njenoj disipaciji ($P_k = \varepsilon$), funkcija $\eta(z)$ se svodi na konstantu vrijednosti $\eta = \sqrt{1/C_{\mu_RNG}}$.

Da bi do izražaja došao dodatni utjecaj neaktivne turbulencije također je potrebno modificirati konstantu C_{μ_RNG} modela turbulencije koristeći izraz (73). Pritom je potrebno modificirati i konstantu η_0 kako bi se osigurao jednak doprinos konstante C_{2_RNG} [55], kao što je to slučaj s konstantom C_{2_SKE} u standardnom $k-\varepsilon$ modelu turbulencije. To je moguće postići tako da se prvo na temelju jednadžbe (74) odredi vrijednost konstante C_{2_RNG} (pri čemu su iznosi konstanti C_{1_RNG} i σ_{ε_RNG} jednaki standardnim vrijednostima danim u tablici 3.),

$$C_{2_RNG} = C_{1_RNG} + \frac{\kappa^2}{\sigma_{\varepsilon_RNG} \sqrt{C_{\mu_RNG}}}, \quad (81)$$

iz koje se onda određuje vrijednost konstante η_0 koristeći izraz [55]

$$\eta_0 = \frac{\eta}{1 - \frac{(C_{2_SKE} - C_{2_RNG})(1 + \beta_{RNG} \eta^3)}{C_{\mu_RNG} \eta^3}}. \quad (82)$$

3.) Realizable $k-\varepsilon$ model turbulencije

Transportna jednadžba kinetičke energije turbulencije i jednadžbe za računanje turbulentne kinematičke viskoznosti i produkcije kinetičke energije turbulencije *realizable $k-\varepsilon$* modela turbulencije su iste kao kod standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije (jednadžbe (65), (67) i (68)), dok transportna jednadžba disipacije kinetičke energije turbulencije glasi

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\varepsilon \bar{v}_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_T}{\sigma_{\varepsilon_RKE}} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1_RKE} S \varepsilon - C_{2_RKE} \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}}. \quad (83)$$

Pritom se veličina C_{1_RKE} definira kao $C_{1_RKE} = \max\left(0, 43; \frac{\eta}{\eta + 5}\right)$, gdje je funkcija η definirana jednako kao u RNG $k-\varepsilon$ modelu turbulencije, a $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ je apsolutni iznos tenzora brzine deformacije. Glavna razlika između *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije i standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije je u tome što C_{μ_RKE} više nije konstanta već funkcija definirana kao

$$C_{\mu_RKE} = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}}, \quad (84)$$

gdje je $A_0 = 4,04$ konstanta, dok se funkcija A_s određuje izrazom $A_s = \sqrt{6} \cos \phi$. Pritom vrijedi da je $\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W)$, $W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3}$ i $\tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}$. Funkcija U^* u jednadžbi (84) se definira

$$\text{izrazom } U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}}, \text{ gdje je } \tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) \text{ i } \Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k,$$

a $\bar{\Omega}_{ij}$ predstavlja tenzor osrednjene brzine rotacije promatran iz koordinatnog sustava koji rotira vektorom konstantne kutne brzine ω_k . Prednost *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije u odnosu na ostale modele turbulencije je u tome što on teorijski omogućava dobro predviđanje turbulentnog strujanja za slučajeve strujanja pri velikim rotacijama, graničnih slojeva s pojavom pozitivnog gradijenta tlaka, pojave odvajanja strujanja i vrtloženja u strujanju. Standardne vrijednosti konstanti *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije su prikazane u tablici 4.

Tablica 4. Standardne vrijednosti konstanti *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije.

	C_{1_RKE}	C_{2_RKE}	σ_{k_RKE}	σ_{ε_RKE}	A_0
Iznos	1,44	1,9	1,0	1,2	4,04

Ukoliko se u jednadžbe *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije uvedu pretpostavke modeliranja inženjerskog AGS-a, transportna jednadžba disipacije kinetičke energije turbulencije glasi

$$-\frac{d}{dz} \left(\frac{\nu_T(z)}{\sigma_{\varepsilon_RKE}} \frac{d\varepsilon(z)}{dz} \right) - C_{1_RKE} S(z)\varepsilon(z) + C_{2_RKE} \frac{\varepsilon(z)^2}{k(z) + \sqrt{\nu \varepsilon(z)}} = 0, \quad (85)$$

pri čemu su transportna jednadžba kinetičke energije turbulencije, jednadžba za računanje turbulentne viskoznosti i izraz za računanje produkcije kinetičke energije turbulencije jednaki izrazima u jednadžbama (69), (71) i (72).

Za inženjerski AGS također vrijedi da je $\tilde{\Omega}(z) = \frac{1}{2} \frac{d\bar{u}}{dz}$, dok funkcija A_s poprima konstantnu vrijednost $A_s = 3 \frac{\sqrt{2}}{2}$ (kako je funkcija $W = 0$, proizlazi da je $\phi = \pi/6 = \text{konst.}$).

Vrijednost funkcije U^* poprima vrijednost $U^* = \frac{d\bar{u}}{dz}$, pa se u konačnici $C_{\mu_RKE}(z)$ računa kao

$$C_{\mu_RKE}(z) = \frac{1}{A_{0_RKE} + A_s U^*(z) \frac{k(z)}{\varepsilon(z)}}. \quad (86)$$

Da bi se u obzir uzeo dodatni utjecaj neaktivne turbulencije, potrebno je odrediti vrijednost funkcije $C_{\mu_RKE}(z)$ koristeći izraz (73), te potom iz jednadžbe (86) odrediti modificiranu vrijednost konstante A_{0_RKE} [55]. Pritom mora biti zadovoljen i izraz za računanje konstante σ_{ε_RKE} ,

$$\sigma_{\varepsilon_RKE} = \frac{\kappa^2}{C_{2_RKE} \sqrt{C_{\mu_RKE}(z)} - C_{1_RKE}}. \quad (87)$$

Također je pokazano kako je u tom slučaju potrebno modificirati izraz za računanje iznosa konstante C_{1_RKE} ,

$$C_{1_RKE} = \max \left(C_{1_SKE} \sqrt{C_{\mu_RKE}(z)}, \frac{\eta(z)}{\eta(z) + K(z)} \right), \quad (88)$$

dok se funkcija $K(z)$ računa kao

$$K(z) = 1,075 \frac{1 - C_{1_RKE} \sqrt{C_{\mu_RKE}(z)}}{C_{1_RKE} \sqrt{C_{\mu_RKE}(z)}}. \quad (89)$$

4.) Wilcoxov $k-\omega$ model turbulencije

Wilcoxov $k-\omega$ model turbulencije se također temelji na rješavanju dvije transportne jednadžbe, jedne za kinetičku energiju turbulencije k , a druge za specifičnu disipaciju kinetičke energije turbulencije ω ,

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \sigma_{k\omega}^* \nu_T \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \frac{P_k}{\rho} - \beta_{k\omega}^* k \omega, \quad (90)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \sigma_{k\omega} \nu_T \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \gamma_{k\omega} \frac{\omega}{k} \tau_{ij} \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} - \beta_{k\omega} \omega^2, \quad (91)$$

gdje je produkcija kinetičke energije turbulencije jednaka

$$\frac{P_k}{\rho} = \tau_{ij} \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j}. \quad (92)$$

Pritom je specifična disipacija kinetičke energije turbulencije definirana kao

$$\omega = \frac{\varepsilon}{k \beta_{k\omega}^*}, \quad (93)$$

gdje je $\beta_{k\omega}^*$ konstanta koja odgovara konstanti C_μ u modelima turbulencije temeljenim na rješavanju transportne jednadžbe disipacije kinetičke energije turbulencije ε . Turbulentna kinematička viskoznost se određuje iz izraza

$$\nu_T = \gamma_{k\omega}^* \frac{k}{\omega}, \quad (94)$$

gdje je $\gamma_{k\omega}^*$ konstanta. Standardne vrijednosti iznosa konstanti Wilcoxovog k - ω modela turbulencije su prikazane u tablici 5.

Tablica 5. Standardne vrijednosti konstanti Wilcoxovog k - ω modela turbulencije.

	$\beta_{k\omega}$	$\beta_{k\omega}^*$	$\gamma_{k\omega}$	$\gamma_{k\omega}^*$	$\sigma_{k\omega}$	$\sigma_{k\omega}^*$
Iznos	3/40	9/100	5/9	1,0	1/2	1/2

Za slučaj strujanja inženjerskog AGS-a jednadžbe (90), (91) i (94) poprimaju oblik

$$-\frac{d}{dz} \left(\sigma_{k\omega}^* \nu_T(z) \frac{dk(z)}{dz} \right) - \frac{P_k(z)}{\rho} + \beta_{k\omega}^* \omega(z) k(z) = 0, \quad (95)$$

$$-\frac{d}{dz} \left(\sigma_{k\omega} \nu_T(z) \frac{d\omega(z)}{dz} \right) - \gamma_{k\omega} \frac{P(z) \omega(z)}{k(z)} + \beta_{k\omega} \omega^2(z) = 0, \quad (96)$$

$$\nu_T(z) = \gamma_{k\omega}^* \frac{k(z)}{\omega(z)}. \quad (97)$$

U tom je slučaju potrebno modificirati vrijednost konstante $\beta_{k\omega}^*$ koristeći izraz (73), kako bi se u obzir uzeo dodatni utjecaj neaktivne turbulencije [55]. Pritom je također potrebno modificirati i vrijednost konstante $\beta_{k\omega}$ koristeći izraz

$$\frac{\beta_{k\omega}^*}{\beta_{k\omega}} = \frac{6}{5}, \quad (98)$$

kao i vrijednost konstante $\gamma_{k\omega}$ pomoću izraza koji vrijedi za područje strujanja opisano logaritamskim zakonom,

$$\gamma_{k\omega} = \frac{\beta_{k\omega}}{\beta_{k\omega}^*} - \frac{\sigma_{k\omega} \kappa^2}{\sqrt{\beta_{k\omega}^*}}. \quad (99)$$

5.) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije

Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije predstavlja hibridni model između Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije i standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije. Tako u području uz nepropusnu stijenku Menterov model poprima karakteristike Wilcoxovog modela, a podalje od zida standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije. Jedna od važnijih karakteristika Menterovog modela je bolje modeliranje strujanja kod kojih se u graničnom sloju javlja odvajanje strujanja uslijed pojave pozitivnog gradijenta tlaka [67].

Transportna jednadžba kinetičke energije turbulencije i specifične disipacije kinetičke energije turbulencije u Menterovom $k-\omega$ SST modelu turbulencije glase

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \sigma_{k_SST} \nu_T \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \tilde{P}_k - \beta_{k\omega_SST}^* k \omega, \quad (100)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \omega}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \\ = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \sigma_{\omega_SST} \nu_T \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1-F_1) \frac{\sigma_{\omega 2_SST}}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} + \alpha_{SST} S^2 - \beta_{k\omega_SST} \omega^2 \end{aligned}, \quad (101)$$

turbulentna kinematička viskoznost se računa kao

$$\nu_T = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, S F_2)}, \quad (102)$$

pri čemu je konstanta $a_1 = 0,31$. Produkcija kinetičke energije turbulencije je definirana izrazom

$$P_k = \min \left(\tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}, 10 \beta_{k\omega_SST}^* k \omega \right), \quad (103)$$

dok je $\tilde{P}_k = \min(P_k; 10 \beta_{k\omega_SST}^* k \omega)$.

Funkcija F_2 se definira

$$F_2 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta_{k\omega_SST}^* \omega d_*}, \frac{500\nu}{d_*^2 \omega} \right) \right]^2 \right\}, \quad (104)$$

u kojoj veličina d_* predstavlja udaljenost od težišta konačnog volumena u kojem se računa vrijednost funkcije F_2 do najbliže nepropusne stijenke.

Specifičnost $k-\omega$ SST modela turbulencije je u tome što se svaka konstanta modela određuje jednadžbom

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1 - F_1) \phi_2, \quad (105)$$

gdje je ϕ_1 konstanta izvornog modela (Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije), ϕ_2 konstanta modificiranog modela (standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije), dok ih funkcija F_1 povezuje (u području uz nepropusnu stijenku vrijednost joj je jedan, a dalje od nepropusne stijenke vrijednost joj je jednaka nuli),

$$F_1 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta_{k\omega_SST}^* \omega d_*}, \frac{500\nu}{d_*^2 \omega}, \frac{4\sigma_{\omega 2_SST} k}{CD_{k\omega} d_*^2} \right) \right]^4 \right\}. \quad (106)$$

Pritom je funkcija $CD_{k\omega}$ nužna za izračun F_1 definirana kao

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho\sigma_{\omega 2_SST} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right). \quad (107)$$

Standardne vrijednosti iznosa konstanti Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije su prikazane u tablici 6.

Tablica 6. Standardne vrijednosti konstanti Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije.

	α_{SST1}	α_{SST2}	$\beta_{k\omega 1_SST}$	$\beta_{k\omega 2_SST}$	$\beta_{k\omega_SST}^*$	σ_{k1_SST}	σ_{k2_SST}	$\sigma_{\omega 1_SST}$	$\sigma_{\omega 2_SST}$
Iznos	5/9	0,44	3/40	0,0828	0,09	0,85	1,0	0,5	0,856

Uz pretpostavku strujanja inženjerskog AGS-a, jednadžbe (100)–(103) poprimaju oblik

$$-\frac{d}{dz} \left(\sigma_{k_SST} \nu_T(z) \frac{dk(z)}{dz} \right) - \frac{\tilde{P}_k(z)}{\rho} + \beta_{k\omega_SST}^* \omega(z) k(z) = 0, \quad (108)$$

$$-\frac{d}{dz} \left(\sigma_{\omega_SST} \nu_T(z) \frac{d\omega(z)}{dz} \right) - 2(1 - F_1(z)) \frac{\sigma_{\omega 2_SST}}{\omega(z)} \frac{dk(z)}{dz} \frac{d\omega(z)}{dz} + \beta_{k\omega_SST} \omega^2(z) - \alpha_{SST} S^2(z) = 0, \quad (109)$$

$$\nu_T(z) = \frac{a_1 k(z)}{\max(a_1 \omega(z), S(z) F_2)}, \quad (110)$$

$$P_k(z) = \min \left[v_T(z) \left(\frac{d\bar{u}(z)}{dz} \right)^2, 10\beta_{k\omega_SST}^* k(z)\omega(z) \right], \quad (111)$$

dok je $\tilde{P}_k(z) = \min(P_k(z); 10\beta_{k\omega_SST}^* k(z)\omega(z))$.

Dopunske jednadžbe u tom su slučaju oblika

$$F_1(z) = \tanh \left\{ \left[\min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k(z)}}{\beta_{k\omega_SST}^* \omega(z) d_*}, \frac{500\nu}{d_*^2 \omega(z)} \right), \frac{4\sigma_{\omega 2_SST} k(z)}{CD_{k\omega} d_*^2} \right] \right]^4 \right\}, \quad (112)$$

$$F_2(z) = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k(z)}}{\beta_{k\omega_SST}^* \omega(z) d_*}, \frac{500\nu}{d_*^2 \omega(z)} \right) \right]^2 \right\}, \quad (113)$$

$$CD_{k\omega}(z) = \max \left(2\rho\sigma_{\omega 2_SST} \frac{1}{\omega(z)} \frac{dk(z)}{dz} \frac{d\omega(z)}{dz}, 10^{-10} \right). \quad (114)$$

3.2. Modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenu

Pri modeliranju inženjerskog AGS-a, strujanje uz nepropusnu stijenu se ne rješava direktno već se modelira koristeći zidne funkcije koje u obzir uzimaju hrapavost površine. Pokazalo se kako je pritom moguće koristiti dva tipa zidnih funkcija: a) zidnu funkciju temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine z_0 [50] i b) zidnu funkciju temeljenu na Nikuradseovoj hrapavosti k_s [48], [49].

Dok je zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine nužan preduvjet za pravilno računalno modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a, prilikom modeliranja utjecaja takvog strujanja na probleme vjetroinženjerstva (poput modeliranja opterećenja zgrada, strujanja jakih vjetrova preko brdovitog terena, modeliranje utjecaja jakih vjetrova na udobnost pješaka u urbanim naseljima) često se javlja potreba za modeliranjem strujanja uz nepropusne stijene bez površinske hrapavosti (glatke stijene). U tom se slučaju strujanje modelira korištenjem zidne funkcije koja u obzir ne uzima hrapavost površine i koja se uobičajeno naziva standardnom zidnom funkcijom [90].

3.2.1. Zidna funkcija temeljena na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine

Prednost formulacije zidne funkcije temeljene na parametru aerodinamičke duljine hrapavosti površine [50] je njena primjenjivost za rješavanje problema strujanja u inženjerskom AGS-u,

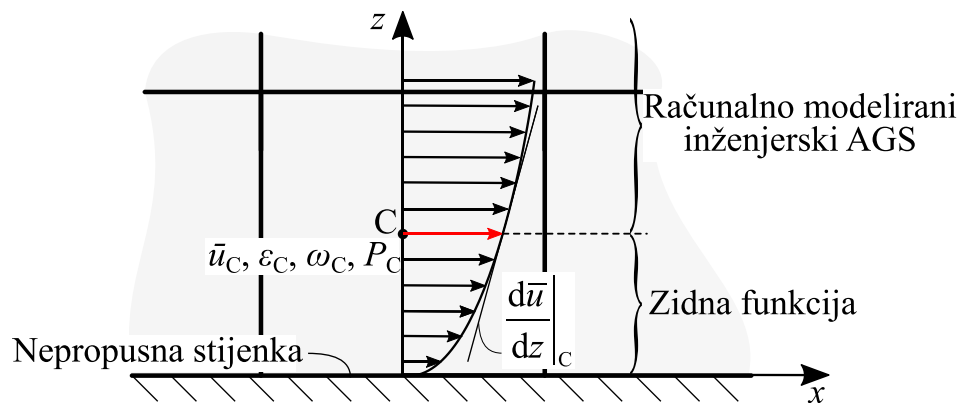
s obzirom da se temelji na parametru aerodinamičke duljine hrapavosti površine koji se uobičajeno koristi za modeliranje visine elemenata površinske hrapavosti u vjetroinženjerstvu.

Kako bi zidna funkcija pravilno modelirala naprezanje na nepropusnoj stijenci τ_w , potrebno je disipaciju kinetičke energije turbulencije u težištu konačnog volumena uz nepropusnu stijenu (točka C) definirati kao

$$\varepsilon_C = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z_C + z_0)}, \quad (115)$$

prema slici 7. Pritom je z_C udaljenost težišta konačnog volumena od nepropusne stijenske. U slučaju primjene modela turbulencije temeljenog na specifičnoj disipaciji kinetičke energije turbulencije, specifična disipacija u točki C iznosi

$$\omega_C = \frac{u_\tau}{\kappa(z_C + z_0)}. \quad (116)$$



Slika 7. Shematski prikaz konačnog volumena uz nepropusnu stijenu s težištem u točki C. Shematskim prikazom je naglašen dio računalne domene u kojoj se profil osrednjene brzine modelira zidnom funkcijom, te dio računalne domene u kojoj se vrijednosti karakterističnih veličina računaju numeričkim rješavačem (prema [49]).

Brzina trenja u_τ se može odrediti iz vrijednosti kinetičke energije turbulencije u točki C,

$$u_\tau = \sqrt[4]{C_\mu} \sqrt{k_C}, \quad (117)$$

dok se produkcija kinetičke energije turbulencije u točki C računa iz derivacije osrednjene brzine u točki C,

$$P_C = \tau_w \left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_C. \quad (118)$$

Naprezanje na nepropusnoj stijenci je moguće odrediti iz izraza

$$\frac{\tau_w}{\rho} = \frac{\bar{u}_C u_\tau \kappa}{\ln\left(\frac{z_C + z_0}{z_0}\right)}, \quad (119)$$

gdje je \bar{u}_C osrednjena brzina u točki C.

3.2.2. Zidna funkcija temeljena na Nikuradseovoj hrapavosti

Zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine temeljena na definiciji Nikuradseove hrapavosti [48] je prvotno definirana za rješavanje problema strujanja u hrapavim cjevovodima, te se kao takva ne može direktno primijeniti za rješavanje problema strujanja inženjerskog AGS-a. Kako bi to bilo moguće, potrebno je na temelju poznate aerodinamičke duljine hrapavosti površine odrediti ekvivalentnu Nikuradseovu duljinu hrapavosti [49].

Standardni logaritamski zakon koji vrijedi za strujanje uz nepropusnu stijenku je modificiran kako bi se u obzir uzeo utjecaj hrapavosti površine,

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+) - \Delta B, \quad (120)$$

gdje je bezdimenzijska brzina $u^+ = \frac{\bar{u}}{u_\tau}$, y^+ je bezdimenzijska udaljenost od nepropusne

stijenke definirana kao $y^+ = \frac{zy_\tau}{\nu}$, ΔB je funkcija koja ovisi o veličini i obliku elemenata

hrapavosti na površini, a E je empirijski koeficijent. Pritom se brzina trenja u_τ određuje iz jednadžbe (117).

Jednadžba (120) se može zapisati i u obliku,

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+) - \ln(e^{\Delta B}) = \frac{1}{\kappa} \ln\left(\frac{Ey^+}{e^{\Delta B}}\right) = \frac{1}{\kappa} \ln(E'y^+), \quad (121)$$

pri čemu je $E' = \frac{E}{e^{\Delta B}}$.

Visina elemenata hrapavosti na površini je definirana ekvivalentnom Nikuradseovom duljinom hrapavosti k_s , a za potrebe analize se definira bezdimenzijska visina hrapavosti k_s^+ ,

$$k_s^+ = \frac{k_s u_\tau}{\nu}. \quad (122)$$

Vrijednost funkcije ΔB ovisi o području hrapavosti koje se modelira. Tako je za hidraulički glatko područje ($k_s^+ < 2,25$) iznos funkcije $\Delta B = 0$, za prijelazno područje

$(2,25 < k_s^+ < 90)$ $\Delta B = \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{k_s^+ - 2,25}{87,75} + C_s k_s^+ \right)^{\sin(0,4258 \ln(k_s^+) - 0,811)}$, dok za hidraulički hrapavo

područje ($k_s^+ > 90$) vrijedi $\Delta B = \frac{1}{\kappa} \ln(1 + C_s k_s^+)$. Pritom je C_s konstanta čiji iznos ovisi o obliku i raspodjeli elemenata hrapavosti po površini. Standardna vrijednost konstante $C_s = 0,5$ odgovara slučaju jednolike raspodjele elemenata hrapavosti jednakog oblika po površini nepropusne stijenke.

Pravilno naprezanje na nepropusnoj stijenci je moguće odrediti modifikacijom iznosa kinematičke viskoznosti uz stijenu. Uz pretpostavku linearne promjene brzine u konačnom volumenu uz nepropusnu stijenu, naprezanje na stijenci je definirano kao

$$\frac{\tau_w}{\rho} = \nu \frac{d\bar{u}}{dz} = \nu_w \left(\frac{\bar{u}_C - 0}{z_C} \right) = \nu_w \frac{\bar{u}_C}{z_C}, \quad (123)$$

gdje je ν_w kinematička viskoznost uz nepropusnu stijenu koju je potrebno odrediti, a \bar{u}_C i z_C prema slici 7. predstavljaju osrednjenu brzinu u točki C i udaljenost točke C od nepropusne stijenke.

Množenjem lijevog člana izraza (121) s $u_\tau^2 / \frac{\tau_w}{\rho}$, pri čemu vrijedi da je $\frac{\tau_w}{\rho} = u_\tau^2$, slijedi izraz

$$u^+ = \frac{\bar{u}_C u_\tau}{\tau_w / \rho} = \frac{1}{\kappa} \ln(E'y^+), \quad (124)$$

iz kojeg se definira izraz kojim se određuje naprezanje na nepropusnoj stijenci

$$\frac{\tau_w}{\rho} = \frac{\bar{u}_C u_\tau}{\frac{1}{\kappa} \ln(E'y^+)}. \quad (125)$$

Pritom su vrijednosti u^+ i y^+ definirane iznosima brzine i duljine za točku C, tj. $\bar{u} = \bar{u}_C$ i $z = z_C$.

Izjednačavanjem izraza (123) i (125) slijedi jednadžba kojom se određuje kinematička viskoznost uz nepropusnu stijenu ν_w ,

$$\nu_w = \frac{z_C u_\tau}{\frac{1}{\kappa} \ln(E'y^+)} = \frac{\nu y^+}{\frac{1}{\kappa} \ln(E'y^+)}. \quad (126)$$

Iz tako izračunate vrijednosti kinematičke viskoznosti uz nepropusnu stijenu ν_w moguće je odrediti turbulentnu viskoznost ν_T uz nepropusnu stijenu (uz uvjet da je $\nu_w = \nu + \nu_T$),

$$v_T = \begin{cases} 0, & y^+ < 11,25 \\ \nu \left(\frac{y^+}{\frac{1}{\kappa} \ln(E'y^+)} - 1 \right), & y^+ > 11,25 \end{cases}, \quad (127)$$

pri čemu je u viskoznom podsloju ($y^+ < 11,25$) turbulentna viskoznost jednaka nuli, dok se u inercijalnom podsloju ($y^+ > 11,25$) određuje kao što je dano jednadžbom (127).

Računalnim algoritmom za sve površine konačnih volumena uz nepropusnu stijenku koje su u kontaktu sa stijenkom se prvo računaju vrijednosti y^+ , k_s^+ i E' , iz kojih se potom određuju vrijednosti kinematičke viskoznosti uz nepropusnu stijenku. Na temelju kinematičke viskoznosti uz nepropusnu stijenku se određuje turbulentna viskoznost uz nepropusnu stijenku. Usporedbom jednadžbi (123) i (126) je očito kako se, iako je pretpostavljena pogrešna linearna promjena osrednjene brzine u konačnom volumenu uz nepropusnu stijenku, množenjem takve pogrešne linearne promjene osrednjene brzine i modificirane kinematičke viskoznosti ostvaruju točne vrijednosti naprezanja na stijenci (modifikacijom turbulentne viskoznosti uz nepropusnu stijenku). Općenito, porast površinske hrapavosti nepropusne stijenske (porast k_s) uzrokuje povećanje kinematičke viskoznosti uz nepropusnu stijenku, što posljedično dovodi do većih naprezanja.

Disipacija i specifična disipacija kinetičke energije turbulencije u točki C su definirane izrazima

$$\varepsilon_C = \frac{u_\tau^3}{\kappa z_C}, \quad (128)$$

$$\omega_C = \frac{u_\tau}{\kappa z_C}, \quad (129)$$

dok se produkcija kinetičke energije turbulencije u točki C određuje iz jednadžbe (118).

Na temelju računalne analize strujanja inženjerskog AGS-a uz primjenu zidne funkcije za hrapavost ugrađenu u komercijalnim programima za proračun strujanja fluida Fluent® i Ansys CFX® je definirana veza između Nikuradseove duljine hrapavosti k_s i aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_0 [49],

$$k_s = \frac{9,793z_0}{C_s} \text{ za Fluent}^\circledast, \quad (130)$$

$$k_s = 29,6z_0 \text{ za Ansys CFX}^\circledast. \quad (131)$$

Za općenitu teorijsku formulaciju zidne funkcije koja u obzir uzima hrapavost površine uz primjenu Nikuradseove duljine hrapavosti [48] vrijedi

$$k_s = 30z_0. \quad (132)$$

Kada se inženjerski AGS modelira koristeći OpenFOAM®, veza između Nikuradseove i aerodinamičke duljine hrapavosti površine je [121]

$$k_s = 19,58z_0. \quad (133)$$

3.2.3. Standardna zidna funkcija kojom se modelira strujanje uz glatku nepropusnu stijenu (bez površinske hrapavosti)

Kako bi se pravilno modeliralo strujanje uz glatku nepropusnu stijenu, koristi se standardni logaritamski zakon oblika

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+), \quad (134)$$

gdje je bezdimenzijska brzina $u^+ = \frac{\bar{u}}{u_\tau}$, y^+ je bezdimenzijska udaljenost od nepropusne

stijene definirana kao $y^+ = \frac{zu_\tau}{\nu}$, a empirijski koeficijent iznosa je $E = 9,793$. Pritom se

brzina trenja u_τ određuje iz jednadžbe (117). Tako definiran logaritamski zakon vrijedi u slučaju da je $y^+ > 11,25$, dok se u slučaju da je $y^+ < 11,25$ strujanje uz nepropusnu stijenu modelira izrazom

$$u^+ = y^+. \quad (135)$$

Metodologija kojom se računa naprezanje na nepropusnoj stijenci je jednaka kao i kod korištenja zidne funkcije za hrapavost temeljene na Nikuradseovoj visini hrapavosti. Korištenjem standardne zidne funkcije se naprezanje na nepropusnoj stijenci određuje modifikacijom turbulentne viskoznosti uz nepropusnu stijenu,

$$v_T = \begin{cases} 0, & y^+ < 11,25 \\ \nu \left(\frac{y^+}{\frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+)} - 1 \right), & y^+ > 11,25 \end{cases}. \quad (136)$$

Usporedbom jednadžbi (127) i (136) se može uočiti kako je jedina razlika između ova dva izraza način na koji su definirane empirijske konstante E' i E (za razliku od konstante $E = 9,793$, $E' = E'(\Delta B)$).

Vrijednosti disipacije i specifične disipacije kinetičke energije turbulencije u točki C su definirane izrazima (128) i (129), dok se produkcija kinetičke energije turbulencije u točki C određuje iz jednadžbe (118).

3.3. Postojeći računalni modeli inženjerskog atmosferskog graničnog sloja

Postojeći računalni modeli inženjerskog AGS-a generiraju strujanja uzrokovana smičnom silom na gornjoj površini računalne domene, silom gradijenta tlaka u smjeru strujanja ili kombinacijom spomenutih sila.

Prethodna istraživanja su pokazala kako se kod modeliranja inženjerskog AGS-a ne vodi previše računa o tome koje sile uzrokuju strujanje u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u, što potencijalno može dovesti do pojave pogrešaka nehomogenosti strujanja u računalnoj domeni ili nastanka netočnih profila karakterističnih fizikalnih veličina (osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja) [57], [58]. Naime, netočno definirani rubni uvjeti mogu dovesti do pojave gradijenta tlaka u računalnoj domeni koji može utjecati na promjenu naprezanja i kinetičke energije turbulencije s visinom.

Analizom utjecaja sile gradijenta tlaka na strujanje u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u moguće je predvidjeti raspodjele naprezanja i kinetičke energije turbulencije u ovisnosti o visini [58]. Ukoliko se jednadžba količine gibanja (64) kojom se opisuje strujanje inženjerskog AGS-a zapiše u obliku

$$\frac{d\tilde{\tau}_{zx}(z)}{dz} - \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} = 0, \quad (137)$$

gdje je $\tilde{\tau}_{zx} = -\overline{u'w'}$ turbulentno kinematičko naprezanje, integracijom izraza (137) po visini z slijedi

$$\tilde{\tau}_{zx}(z) = \tilde{\tau}_{zx}(z=0) + \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} z. \quad (138)$$

Pritom je kinematičko naprezanje na tlu jednako $\tilde{\tau}_{zx}(z=0) = u_\tau^2$, dok se na gornjoj površini računalne domene kinematičko naprezanje modelira kao $\tilde{\tau}_{zx}(z=H) = \lambda u_\tau^2$. H predstavlja visinu računalne domene (koja je manja ili jednaka geostrofičkoj visini AGS-a), a veličina λ predstavlja omjer kinematičkog naprezanja na gornjoj i donjoj površini računalne domene,

$$\lambda = \frac{\tilde{\tau}_{zx}(z=H)}{\tilde{\tau}_{zx}(z=0)}, \quad (139)$$

pri čemu se gradijent tlaka prema jednadžbi (138) može definirati kao

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} = u_\tau^2 \frac{\lambda - 1}{H}. \quad (140)$$

Uvrštavanjem izraza (140) u jednadžbu (138) slijedi izraz za raspodjelu kinematičkog napreznja u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u,

$$\tilde{\tau}_{zx}(z) = u_\tau^2 \left[1 - (1 - \lambda) \frac{z}{H} \right]. \quad (141)$$

Ukoliko se pretpostavi modeliranje turbulencije standardnim k - ε modelom turbulencije, raspodjelu kinetičke energije turbulencije u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u je moguće odrediti iz izraza (69). Ukoliko se produkcija kinetičke energije turbulencije iz izraza (72) zapiše kao

$$\frac{P_k}{\rho} = \nu_T \left(\frac{du}{dz} \right)^2 = \tilde{\tau}_{zx} \left(\frac{du}{dz} \right), \quad (142)$$

pri čemu na temelju aproksimacije Boussinesqa [84] vrijedi da je

$$\tilde{\tau}_{zx} = \nu_T \left(\frac{d\bar{u}}{dz} \right), \quad (143)$$

jednadžba (72) poprima oblik

$$\tilde{\tau}_{zx} \left(\frac{du}{dz} \right) - \varepsilon + \frac{d}{dz} \left(\frac{\nu_T}{\sigma_k} \frac{dk}{dz} \right) = 0. \quad (144)$$

Kombinirajući jednadžbe (143) i (67) slijedi da se kinematičko napreznje može definirati kao

$$\tilde{\tau}_{zx} = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \left(\frac{d\bar{u}}{dz} \right), \quad (145)$$

iz čega se može izraziti gradijent brzine,

$$\frac{d\bar{u}}{dz} = \frac{\tilde{\tau}_{zx} \varepsilon}{C_\mu k^2}. \quad (146)$$

Uvrštavanjem izraza (146) u (144) slijedi konačan oblik transportne jednadžbe za kinetičku energiju turbulencije,

$$\frac{\tilde{\tau}_{zx}^2 \varepsilon}{C_\mu k^2} - \varepsilon + \frac{d}{dz} \left(\frac{\nu_T}{\sigma_k} \frac{dk}{dz} \right) = 0. \quad (147)$$

S obzirom da je u blizini nepropusne stijenke (uz tlo) disipacija kinetičke energije turbulencije bitno veća od turbulentne kinematičke viskoznosti, difuzijski član u jednadžbi (147) je znatno

manji od ostalih članova u jednadžbi koji predstavljaju produkciju i disipaciju kinetičke energije turbulencije. Ukoliko se zanemari difuzijski član (računalne analize su pokazale da ta pretpostavka vrijedi u donjoj polovici računalne domene u kojoj se obično računalno modeliraju problemi u vjetroinženjerstvu [58]), jednadžba (147) se svodi na izraz

$$\frac{\tilde{\tau}_{zx}^2 \varepsilon}{C_\mu k^2} - \varepsilon = 0, \quad (148)$$

iz kojeg je uz primjenu jednadžbe (141) moguće odrediti raspodjelu kinetičke energije turbulencije u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u,

$$k(z) = \frac{u_\tau^2}{\sqrt{C_\mu}} \left[1 - (1 - \lambda) \frac{z}{H} \right]. \quad (149)$$

Do jednake raspodjele kinetičke energije turbulencije je moguće doći ukoliko se pretpostavi modeliranje turbulencije korištenjem Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije [58].

Analizom jednadžbi (140), (141) i (149) može se zaključiti kako je za slučaj kada je $\lambda = 1$ (kinematičko naprezanje na gornjoj površini računalne domene jednako kinematičkom naprezanju na donjoj nepropusnoj stijenci) strujanje u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u uzrokovano samo naprezanjem na gornjoj površini računalne domene. Kinematičko naprezanje se na gornjoj površini računalne domene zadaje eksplicitno, dok je kinematičko naprezanje na donjoj nepropusnoj stijenci dio rješenja jer se modelira koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine. Pritom su dobivene raspodjele kinematičkog naprezanja i kinetičke energije turbulencije u računalnoj domeni konstantne, odnosno ne mijenjaju se s porastom visine.

Kada je $\lambda = 0$ (kinematičko naprezanje na gornjoj površini računalne domene je nula) strujanje je u modeliranom inženjerskom AGS-u uzrokovano samo djelovanjem sile gradijenta tlaka. Dobivene raspodjele kinematičkog naprezanja i kinetičke energije turbulencije u tom slučaju prema jednadžbama (141) i (149) opadaju linearno s porastom visine, a na visini $z = H$ poprimaju vrijednost nula. Kada je $0 \leq \lambda \leq 1$, strujanje je uzrokovano i smičnom silom uslijed naprezanja na gornjoj površini računalne domene i silom gradijenta tlaka u smjeru strujanja u računalnoj domeni. U tom slučaju kinematičko naprezanje i kinetička energije turbulencije opadaju linearno s porastom visine i na visini $z = H$ poprimaju konačnu vrijednost.

Jednadžbe (139), (140), (141) i (149) ukazuju na činjenicu da raspodjele kinematičkog naprežanja i kinetičke energije turbulencije u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u ovise o tome je li strujanje u graničnom sloju uzrokovano samo smičnom silom uslijed zadanog naprežanja na gornjoj površini računalne domene, samo silom gradijenta tlaka u smjeru strujanja ili uslijed djelovanja obje ove sile istovremeno (pri čemu parametar λ ukazuje na to koja sila ima dominantan utjecaj na strujanje) [57], [58].

3.3.1. Računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje smična sila

Model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila uslijed zadanog naprežanja na gornjoj površini računalne domene prvi je predloženi model inženjerskog AGS-a [50]. Model je izveden na način da su iz jednadžbe količine gibanja i transportnih jednadžbi kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije definiranih standardnim k - ε modelom turbulencije izvedeni ulazni profili za osrednjenu brzinu $\bar{u}(z)$, kinetičku energiju turbulencije $k(z)$ i disipaciju kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$,

$$\bar{u}(z) = \frac{u_\tau}{\kappa} \ln \left(\frac{z + z_0}{z_0} \right), \quad (150)$$

$$k(z) = \frac{u_\tau^2}{\sqrt{C_\mu}} = \text{konst.}, \quad (151)$$

$$\varepsilon(z) = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z + z_0)}, \quad (152)$$

pri čemu konstanta $C_\mu = C_{\mu_SKE}$ u jednadžbi (151) predstavlja konstantnu standardnog k - ε modela turbulencije.

Ulazni profili (150)–(152) omogućavaju homogenost strujanja u inženjerskom AGS-u kada se koristi standardni k - ε model turbulencije. Pritom je važno modificirati i konstantu modela turbulencije σ_ε koristeći izraz

$$\sigma_\varepsilon = \frac{\kappa^2}{(C_2 - C_1)\sqrt{C_\mu}}. \quad (153)$$

Na taj se način osigurava konzistentnost jednadžbe količine gibanja u odnosu na jednadžbe modela turbulencije. Za iznos von Kármánove konstante je predložena vrijednost $\kappa = 0,4327$, a za konstante modela turbulencije $C_{2_SKE} = 1,92$, $C_{1_SKE} = 1,44$ i $C_{\mu_SKE} = 0,09$ [50], čime iz jednadžbe (153) slijedi da je $\sigma_{\varepsilon_SKE} = 1.3$.

Pokazano je kako je inženjerski AGS u kojem strujanje uzrokuje samo smična sila također moguće računalno modelirati koristeći RNG $k-\varepsilon$ i Wilcoxov $k-\omega$ model turbulencije [56]. U slučaju korištenja RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije, za ulazne profile vrijede izrazi dani jednadžbama (150)–(152), pri čemu se uzima da je $C_\mu = C_{\mu_RNG}$. Ukoliko se koristi Wilcoxov $k-\omega$ model turbulencije, ulazne profile za osrednjenu brzinu i kinetičku energiju turbulencije je potrebno definirati uz primjenu izraza (150) i (151). Pritom je profil specifične disipacije kinetičke energije turbulencije potrebno zadati na ulazu u računalnu domenu koristeći izraz

$$\omega(z) = \frac{u_\tau}{\sqrt{\beta^* \kappa (z + z_0)}}, \quad (154)$$

gdje je $\beta^* = \beta_{k\omega}^*$ konstanta Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije.

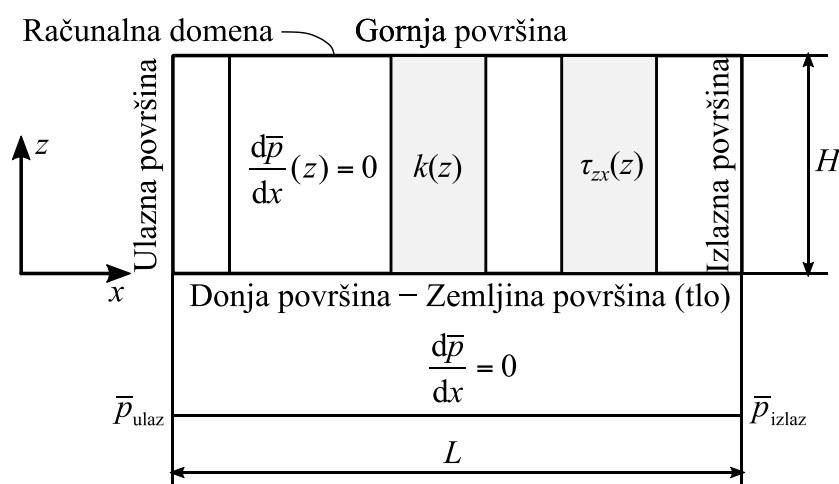
Kada se modelira strujanje inženjerskog AGS-a, bitno je pravilno modelirati naprezanje na gornjoj površini računalne domene kako bi se osigurala homogenost strujanja u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje smična sila [56], [57], [58]. U protivnom se u računalnoj domeni javljaju pogreške homogenosti strujanja u horizontalnom smjeru koje uzrokuju modifikaciju ulaznih profila u računalnoj domeni i pojavu gradijenta tlaka kao dodatne sile koja utječe na strujanje.

U tablici 7. su definirani rubni uvjeti koje je potrebno zadati na površinama računalne domene kako bi se računalno modelirao inženjerski AGS u kojem strujanje uzrokuje smična sila, kada se koriste tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče. Ukoliko se strujanje inženjerskog AGS-a modelira koristeći metodu domene sljednika, na ulaznoj površini računalne domene je potrebno zadati profile definirane jednadžbama (150)–(152) i (154). Na izlazu iz računalne domene je potrebno definirati Neumannov rubni uvjet za sve fizikalne veličine, dok je na donjoj površini računalne domene potrebno pravilno modelirati odgovarajuće naprezanje. To se postiže zadavanjem zidne funkcije koja u obzir uzima hrapavost površine temeljene na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine z_0 ili zidne funkcije temeljene na Nikuradseovoj hrapavosti k_s . Pravilno naprezanje (smičnu silu) na gornjoj površini računalne domene je moguće ostvariti zadavanjem konstantnog iznosa osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije, koristeći ulazne profile (150), (151) i (152). Računalni algoritam koji se koristi za modeliranje strujanja u inženjerskom AGS-u na temelju zadanih veličina na gornjoj površini računalne domene generira odgovarajuću turbulentnu viskoznost i naprezanje koji uzrokuju strujanje bez gradijenta tlaka duž računalne domene.

Tablica 7. Rubni uvjeti koji omogućavaju računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje samo smična sila, uz primjenu tehnike domene sljednika i tehnike domene preteče.

	Površina računalne domene			
	Ulazna površina	Izlazna površina	Gornja površina	Nepropusna stijenka (tlo)
Tehnika domene sljednika	Ulazni profili definirani jednažbama (150)–(152) i (154)	Neumannov rubni uvjet	Konstantni iznos osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije ili specifične disipacije	Zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine [49], [50]
Tehnika domene preteče	Periodički rubni uvjet ili Neumannov rubni uvjet		kinetičke energije turbulencije	

Potpuno jednaki rubni uvjeti se zadaju na gornjoj i donjoj površini računalne domene kada se koristi tehnika domene preteče, ali se u tom slučaju i na ulaznoj i na izlaznoj površini računalne domene definira Neumannov rubni uvjet (ili se ulazna i izlazna površina računalne domene definiraju kao periodičke površine).



Slika 8. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i naprezanja $\tau_{zx}(z)$ u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje samo smična sila na gornjoj površini računalne domene.

Strujanje u tako računalno modeliranom inženjerskom AGS-u je uzrokovano jedino smičnom silom na gornjoj površini računalne domene, bez pojave gradijenta tlaka u računalnoj domeni. Izračunate raspodjele naprezanja i kinetičke energije turbulencije su konstantne i ne mijenjaju se s porastom visine (u skladu s jednadžbama (141) i (149) za slučaj $\lambda = 1$), kao što je shematski prikazano na slici 8. Takve se karakteristike strujanja u stvarnim atmosferskim uvjetima pojavljuju samo u najnižim slojevima atmosfere (u unutarnjem ili prizemnom sloju) [2], [4].

3.3.2. Računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka

Računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano smičnom silom bilo je predmet mnogih kritika. Razlog tome je što njime nije moguće modelirati profile kinetičke energije turbulencije i naprezanja čije vrijednosti opadaju s porastom visine, a što odgovara stvarnim uvjetima strujanja u atmosferi [2], [3], [4].

Iz tog razloga su iz transportne jednadžbe kinetičke energije turbulencije za standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije izvedeni ulazni profili za kinetičku energiju turbulencije i disipaciju kinetičke energije turbulencije koji u kombinaciji sa standardnim $k-\varepsilon$ modelom turbulencije omogućuju računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja opadaju s porastom visine u računalnoj domeni [71],

$$k(z) = \frac{u_\tau^2}{\sqrt{C_\mu}} \sqrt{B_1 \ln\left(\frac{z+z_0}{z_0}\right) + B_2}, \quad (155)$$

$$\varepsilon(z) = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z+z_0)} \sqrt{B_1 \ln\left(\frac{z+z_0}{z_0}\right) + B_2}, \quad (156)$$

dok je ulazni profil osrednjene brzine jednak profilu definiranom izrazom (150). Pritom su B_1 i B_2 konstante koje se mogu odrediti aproksimacijom eksperimentalnih mjerenja kinetičke energije turbulencije koristeći metodu najmanjih kvadrata. Također je potvrđeno da računalni model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila [50] predstavlja specijalni slučaj rješenja dobivenog modelom koji kao ulazne profile koristi one definirane jednadžbama (150), (155) i (156) (za vrijednost konstanti $B_1 = 0$ i $B_2 = 1$) [71].

Taj model je dodatno proširen na način da su izvedeni ulazni profili za kinetičku energiju turbulencije i specifičnu disipaciju kinetičke energije turbulencije koji omogućuju modeliranje inženjerskog AGS-a koristeći Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije [72].

Strujanje u ovako računalno modeliranom inženjerskom AGS-u je uzrokovano samo silom gradijenta tlaka prema jednadžbama (140) i (141) (iako autori o tome nisu vodili računa), s obzirom da se na gornjoj površini računalne domene rubnim uvjetom ne zadaje naprezanje. Glavni nedostatak ovakvog modeliranja inženjerskog AGS-a je to da predloženi ulazni profili (150), (155) i (156) nisu rješenje jednadžbe količine gibanja i transportne jednadžbe disipacije kinetičke energije turbulencije [57], [58]. Još jedan od nedostataka ovakvog načina modeliranja inženjerskog AGS-a jest činjenica da je potrebno koristiti metodu najmanjih kvadrata za zadavanje ulaznih profila (155) i (156).

Nedavno je razvijen novi računalni model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka [85], a kojim su spomenuti nedostaci otklonjeni. Prednost takvog modela je što se temelji na Deaves-Harrisovom modelu za jake vjetrove [86] te je njime moguće generirati profile osrednjene brzine i kinetičke energije turbulencije u skladu sa svjetskim standardima kojima je tema strujanje zraka u nižim slojevima atmosfere i utjecaj jakih vjetrova na konstrukcije. Pritom generirani profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja opadaju s porastom visine. Ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$, te disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koje je u tom slučaju potrebno zadati na ulaznoj površini računalne domene glase

$$\bar{u}(z) = \frac{u_\tau}{\kappa} \left(\ln \left(\frac{z}{z_0} \right) + C_{U1} \left(\frac{z}{H} \right) + C_{U2} \left(\frac{z}{H} \right)^2 + C_{U3} \left(\frac{z}{H} \right)^3 + C_{U4} \left(\frac{z}{H} \right)^4 \right), \quad (157)$$

$$k(z) = u_\tau^2 \left(C_{k1} + C_{k2} \left(1 - \frac{z}{H} \right)^2 + C_{k3} \left(1 - \frac{z}{H} \right)^4 + C_{k4} \left(1 - \frac{z}{H} \right)^6 \right), \quad (158)$$

$$\varepsilon(z) = \frac{C_\mu k(z)^2}{\kappa u_\tau z} \left(\begin{array}{l} 1 + (1 + C_{U1}) \left(\frac{z}{H} \right) + (1 + C_{U1} + 2C_{U2}) \left(\frac{z}{H} \right)^2 + \\ + (1 + C_{U1} + 2C_{U2} + 3C_{U3}) \left(\frac{z}{H} \right)^3 \end{array} \right), \quad (159)$$

$$\omega(z) = \frac{k(z)}{\kappa u_\tau z} \left(\begin{array}{l} 1 + (1 + C_{U1}) \left(\frac{z}{H} \right) + (1 + C_{U1} + 2C_{U2}) \left(\frac{z}{H} \right)^2 + \\ + (1 + C_{U1} + 2C_{U2} + 3C_{U3}) \left(\frac{z}{H} \right)^3 \end{array} \right). \quad (160)$$

Ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$, disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$ i specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ definirani jednadžbama (157) – (160) su polinomi višeg stupnja, gdje je H visina računalne domene, a

C_{U1} , C_{U2} , C_{U3} , C_{U4} , C_{k1} , C_{k2} , C_{k3} i C_{k4} su koeficijenti čije su vrijednosti dane u tablici 8. i ovise o tome koji se model turbulencije koristi (standardni $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ ili Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije). Vrijednosti koeficijenata iz tablice 8. su izračunate rješavanjem jednadžbe količine gibanja (64), te jednadžbi modela turbulencije (69) i (70), (95) i (96) i (108) i (109) zapisanih u bezdimenzijskom obliku, primjenom metode konačnih razlika.

Tablica 8. Iznosi koeficijenata u polinomima ulaznih profila kojima se modelira inženjerski AGS u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka [85].

	C_{k1}	C_{k2}	C_{k3}	C_{k4}	κ	C_{U1}	C_{U2}	C_{U3}	C_{U4}
Standardni $k-\varepsilon$	0,921	3,533	-1,926	0,805	0,4	0,528	0,385	-1,09	0,243
Wilcoxov $k-\omega$	0,81	4,046	-2,623	1,1	0,4	0,333	-0,666	0,465	-0,349
Menterov $k-\omega$ SST	1,056	2,814	-0,834	0,297	0,4	0,28	-0,331	-0,334	0,096

Rubni uvjeti koje je potrebno definirati na površinama računalne domene kako bi se generirao inženjerski AGS u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka su prikazani u tablici 9. Kada se koristi tehnika domene sljednika, na ulaznoj površini računalne domene je potrebno zadati ulazne profile definirane jednadžbama (157) – (160). Naprezanje na donjoj površini računalne domene (nepropusnoj stijenci) se modelira zidnom funkcijom koja u obzir uzima hrapavost površine temeljenoj na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine z_0 ili zidnom funkcijom temeljenom na Nikuradseovoj visini hrapavosti k_s . Na izlazu iz računalne domene je potrebno definirati Neumannov rubni uvjet za sve fizikalne veličine. Isti rubni uvjet se zadaje na gornjoj površini računalne domene ukoliko je visina računalne domene H veća od ili jednaka polovini vrijednosti debljine atmosferskog graničnog sloja h_{ABL} , a koja se određuje izrazom (49).

U slučaju da je visina računalne domene H manja od polovine debljine AGS-a, na gornjoj površini računalne domene je potrebno definirati pravilne vrijednosti difuzije kinetičke

energije turbulencije $\frac{v_T(z=H)}{\sigma_k} \frac{dk}{dz} \Big|_{z=H}$, difuzije disipacije kinetičke energije turbulencije

$\frac{v_T(z=H)}{\sigma_\varepsilon} \frac{d\varepsilon}{dz} \Big|_{z=H}$ ili difuzije specifične disipacije kinetičke energije turbulencije

$\frac{v_T(z=H)}{\sigma_\omega} \frac{d\omega}{dz} \Big|_{z=H}$ (na visinama približno većim od $z \approx h_{ABL}/2$ derivacije osrednjene brzine,

kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije iščekavaju pa se difuzija može zanemariti). To je moguće ostvariti zadavanjem

rubnog uvjeta konstantnog iznosa osrednjene brzine, te konstantnih iznosa gradijenata kinetičke energije turbulencije, disipacije kinetičke energije turbulencije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije. Iznose gradijenata je pritom moguće odrediti derivacijom ulaznih profila (158) – (160).

Tablica 9. Rubni uvjeti koji omogućavaju računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka, kada se koriste tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče.

	Površina računalne domene			
	Ulazna površina	Izlazna površina	Gornja površina	Nepropusna stijenka (tlo)
Tehnika domene sljednika	Ulazni profili definirani jednadžbama (157)–(160)	Neumannov rubni uvjet	Za $H \geq h_{ABL}/2$: Neumannov rubni uvjet Za $H < h_{ABL}/2$: Konstantni iznosi osrednjene brzine, te gradijenata kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije	Zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine [49], [50]
Tehnika domene preteče	Neumannov rubni uvjet, $\bar{p}_{ulaz} > 0$	Neumannov rubni uvjet, $\bar{p}_{izlaz} = 0$		
	ili			
	Periodički rubni uvjet uz konstantni iznos gradijenta tlaka definiran izrazom (161) i uvršten u jednadžbu količine gibanja			

Ukoliko se rubni uvjeti definiraju na takav način, dobiveno strujanje je uzrokovano djelovanjem gradijenta tlaka [85]

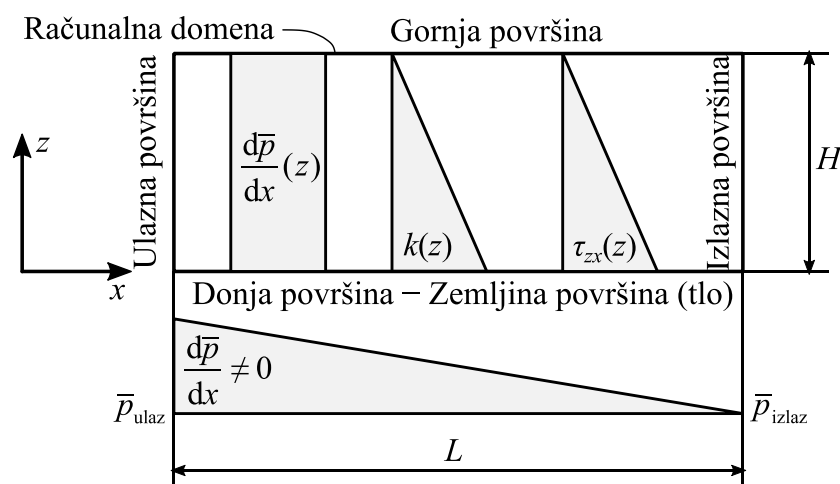
$$\frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} = \frac{1}{\rho} \frac{\bar{p}_{izlaz} - \bar{p}_{ulaz}}{L} = -\frac{2}{\rho} \frac{u_{\tau}^2}{h_{ABL}}, \quad (161)$$

gdje je \bar{p}_{ulaz}/ρ kinematički osrednjeni tlak na ulaznoj površini računalne domene, \bar{p}_{izlaz}/ρ je kinematički osrednjeni tlak na izlaznoj površini računalne domene, a L je duljina računalne domene.

Na gornjoj i donjoj površini računalne domene (nepropusna stijenka) je potrebno definirati rubne uvjete jednake onima koji se na gornjoj i donjoj površini računalne domene zadaju kada se koristi tehnika domene preteče. U tom je slučaju na ulazu u računalnu domenu potrebno zadati Neumannov rubni uvjet za sve veličine osim za osrednjeni kinematički tlak za koji se na ulazu zadaje vrijednost konstantnog kinematičkog tlaka veća od nule,

$$\bar{p}_{\text{ulaz}} = 2L \frac{u_{\tau}^2}{h_{\text{ABL}}} > 0, \quad (162)$$

dok se na izlaznoj površini računalne domene Neumannov rubni uvjet zadaje za sve veličine osim za osrednjeni kinematički tlak čija vrijednost je jednaka nuli ($\bar{p}_{\text{izlaz}} = 0$). U slučaju korištenja tehnike domene preteče, ulazne površine računalne domene je moguće definirati i kao periodičke površine. U tom slučaju je u jednadžbu količine gibanja potrebno uvrstiti dodatnu silu gradijenta tlaka čija se vrijednost određuje prema (161).



Slika 9. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i naprezanja $\tau_{zx}(z)$ u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka u smjeru strujanja.

U slučaju kad je korištena visina računalne domene veća od ili jednaka polovini vrijednosti geostrofičke visine ($H \geq h_{\text{ABL}}/2$), strujanje u tako računalno modeliranom inženjerskom AGS-u je uzrokovano samo djelovanjem sile gradijenta tlaka uslijed pada tlaka u računalnoj domeni u smjeru strujanja. Ukoliko je visina računalne domene manja od polovine vrijednosti geostrofičke visine ($H < h_{\text{ABL}}/2$), strujanje u tako generiranom inženjerskom AGS-u je prvenstveno uzrokovano djelovanjem sile gradijenta tlaka uslijed pada tlaka u računalnoj domeni, ali manjim dijelom i zbog smične sile koja se u takvoj situaciji modelira rubnim uvjetom na gornjoj površini računalne domene. U oba slučaja generirani profili naprezanja i

kinetičke energije turbulencije opadaju linearno s porastom visine u računalnoj domeni (u skladu s jednadžbama (141) i (149) za slučaj $\lambda \approx 0$), kao što je shematski prikazano slikom 9. Takvim je modelom moguće točno računalno modelirati dio inženjerskog AGS-a od visine $z = 0$ do visine $z \approx h_{ABL}/2$, u kojem za slučaj strujanja jakih vjetrova vrijedi pretpostavka ravninskog strujanja.

4. RAČUNALNI MODEL INŽENJERSKOG ATMOSFERSKOG GRANIČNOG SLOJA U KOJEM STRUJANJE UZROKUJE DODATNA MASENA SILA

Strujanje većine računalnih modela inženjerskog AGS-a je uzrokovano smičnom silom, silom gradijenta tlaka ili kombinacijom smične sile i sile gradijenta tlaka. Pritom se većina tih modela temelji na tehnici domene sljednika te analizi i modifikaciji jednadžbi modela turbulencije (primjeni dodatnih izvorskih članova u transportnim jednadžbama) s ciljem generiranja homogenog strujanja čije karakteristike odgovaraju atmosferskim uvjetima. Takav pristup modeliranju inženjerskog AGS-a se pokazao praktičnim za generiranje strujanja u praznoj računalnoj domeni, ali isto tako ima nedostatak kada se modelira djelovanje vjetra na konstrukcije. Naime, pokazalo se kako modifikacije transportnih jednadžbi RANS modela turbulencije mogu bitno utjecati na aerodinamičke karakteristike strujanja u okolini modela zgrade, te se tako mogu generirati opterećenja različita od onih dobivenih laboratorijskim mjerenjima. Taj je problem moguće riješiti podjelom računalne domene u dvije zone strujanja, tj. zonu strujanja koja je pod direktnim utjecajem zgrade (u okolini modela zgrade) i zonu strujanja u kojoj se utjecaj zgrade ne osjeti (podalje od modela zgrade) [77], [78], [83]. Pritom je potrebno osigurati da se u zoni strujanja u kojoj se utjecaj zgrade ne osjeti strujanje modelira modificiranim jednadžbama modela turbulencije, dok je u zoni strujanja pod direktnim utjecajem zgrade strujanje potrebno modelirati korištenjem standardnih jednadžbi modela turbulencije. Time se osigurava nastrojavanje točnih profila fizikalnih veličina na model zgrade, dok se s druge strane standardnim jednadžbama modela turbulencije omogućava pravilno modeliranje turbulencije u okolini modela zgrade. Zbog različitih je jednadžbi kojima se modelira strujanje u dvije različite zone potrebno voditi računa o rezultatima generiranim na rubovima dviju zona, kako bi se izbjegle eventualne oscilacije u rješenjima (a time i potencijalni problemi s konvergencijom). Iako je spomenutim pristupom moguće pravilno modelirati opterećenja zgrada uslijed strujanja vjetra i ostalih problema u računalnom vjetroinženjerstvu, on također zahtijeva znatne modifikacije računalnog algoritma te je zahtjevniji za primjenu.

Drugi pristup modeliranju inženjerskog AGS-a se temelji na uvrštenju dodatne masene sile u jednadžbu količine gibanja. Taj pristup se u praksi rjeđe koristi [57], [58], a prednost mu je da ne zahtijeva modifikaciju standardnih jednadžbi RANS modela turbulencije.

4.1. Računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila konstantnog iznosa

Prvi računalni model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila [89] je izveden bez dodatnih modifikacija jednadžbi modela turbulencije ili izvoda ulaznih profila, uvrštavanjem dodatne masene sile F_p u jednadžbu količine gibanja (64),

$$\frac{d}{dz}(-\overline{u'w'}(z)) = \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} + F_p. \quad (163)$$

Pritom je u računalno modeliranom AGS-u pretpostavljena linearna raspodjela kinematičkog naprezanja

$$\frac{\tau_{zx}}{\rho} = -\overline{u'w'} = u_\tau^2 \left(1 - \frac{z}{h_{ABL}}\right). \quad (164)$$

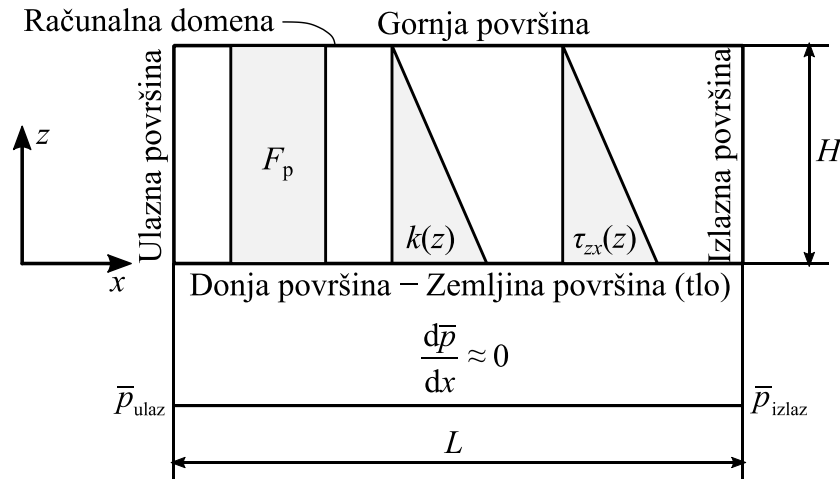
Vrijednost dodatne masene sile F_p je izvedena na temelju činjenice da divergencija naprezanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u predstavlja silu otpora strujanju, kao što je pokazano jednadžbama (5) i (6). S obzirom da u AGS-u treba vrijediti ravnoteža sila koje uzrokuju strujanje (sila gradijenta tlaka i Coriolisova sila) i sile otpora strujanju (divergencija naprezanja), na temelju poznate vrijednosti sile otpora se može definirati i sila koja uzrokuje strujanje F_p .

Dodatna masena sila F_p se stoga računa derivacijom profila naprezanja, pri čemu je njen iznos konstantan (uslijed pretpostavke o linearnoj raspodjeli naprezanja) unutar računalno modeliranog inženjerskog AGS-a (na visinama $z \leq h_{ABL}$) i duž računalne domene,

$$F_p = \frac{1}{\rho} \frac{d\tau_{zx}}{dz} = -\frac{u_\tau^2}{h_{ABL}} = \text{konst.}, \quad (165)$$

a izvan AGS-a (na visinama $z > h_{ABL}$) joj je vrijednost jednaka nuli.

Ono što je važno uočiti jest činjenica da masena sila F_p definirana jednadžbom (165) zapravo predstavlja dodatni konstantni gradijent tlaka uvršten u jednadžbu količine gibanja, uz već postojeći član gradijenta tlaka. Time se takav računalni model inženjerskog AGS-a svodi na model čije je strujanje uzrokovano dodatnom silom gradijenta tlaka. Shodno tome, generirani profil naprezanja opada linearno s porastom visine u računalnoj domeni prema jednadžbi (141). Profil kinetičke energije turbulencije također opada linearno s porastom visine (prema jednadžbi (149)) u skladu s modelom inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano silom gradijenta tlaka [85], prema slici 10.



Slika 10. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$, napreznja $\tau_{zx}(z)$ i dodatne masene sile F_p konstantnog iznosa u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila konstantnog iznosa.

4.2. Novi računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini

U sklopu doktorskog rada je razvijen računalni model inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano djelovanjem dodatne masene sile promjenjive po visini. Uvrštenjem dodatne masene sile $WS_x(z)$ (skraćenica je nastala od engleskog termina *wind source*) u jednadžbu količine gibanja (64) slijedi

$$\frac{d}{dz}(-\overline{u'w'}(z)) + \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} = WS_x(z), \quad (166)$$

dok primjenom Boussinesqove hipoteze [84] jednadžba (166) poprima sljedeći oblik,

$$-\frac{d}{dz} \left(\nu_T \frac{d\bar{u}}{dz} \right) + \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} = WS_x(z). \quad (167)$$

Početna vrijednost dodatne masene sile $WS_x^p(z)$ se određuje uz pretpostavku da je $\frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} = 0$,

tj. da je gradijent tlaka u računalno modeliranom AGS-u jednak nuli,

$$-\frac{d}{dz} \left(\nu_T(z) \frac{d\bar{u}(z)}{dz} \right) = WS_x^p(z). \quad (168)$$

S obzirom da prema Boussinesqovoj hipotezi [84] vrijedi

$$-v_T(z) \frac{d\bar{u}(z)}{dz} = \frac{\tau_{zx}(z)}{\rho}, \quad (169)$$

početna vrijednost dodatne masene sile $WS_x^p(z)$ se može odrediti derivacijom poznatog profila naprezanja $\tau_{zx}^T(z)$,

$$WS_x^p(z) = \frac{1}{\rho} \frac{d\tau_{zx}^T(z)}{dz}. \quad (170)$$

Poznati profil naprezanja $\tau_{zx}^T(z)$ predstavlja profil dobiven mjerenjem strujanja inženjerskog AGS-a u zračnom tunelu ili teorijsku raspodjelu naprezanja u AGS-u (51) koja je predložena modelom strujanja jakih vjetrova.

U slučaju računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a koji je prethodno eksperimentalno modeliran u zračnom tunelu, dobivene eksperimentalne vrijednosti naprezanja je potrebno numerički aproksimirati ili interpolirati polinomom višeg stupnja (drugi ili treći stupanj). S obzirom da eksperimentalna raspodjela naprezanja često nije poznata, raspodjelu naprezanja u AGS-u je moguće modelirati korištenjem izraza (51) koji vrijedi za slučaj strujanja jakih vjetrova koji su karakteristični upravo za inženjerski AGS. Takva je raspodjela naprezanja definirana polinomom drugog stupnja, za koji se pokazalo da dobro opisuje pojave u AGS-u u uvjetima strujanja jakih vjetrova.

Analizom strujanja na diferencijalnom volumenu $dV = dx dy dz$ prikazanom na slici 11. je moguće objasniti utjecaj dodatne masene sile na strujanje računalno modeliranog AGS-a. Postavljanjem jednadžbe količine gibanja za diferencijalni volumen dV slijedi

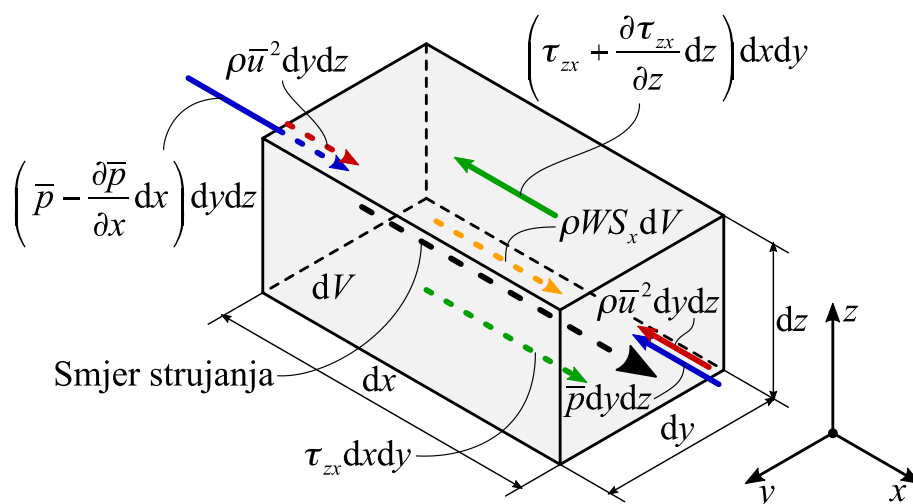
$$\underbrace{\rho(\bar{u}^2 - \bar{u}^2)}_{\text{Protok količine gibanja kroz diferencijalni volumen}} dydz + \underbrace{\left(\left(\bar{p} - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} dx \right) - \bar{p} \right)}_{\text{Ukupna sila gradijenta tlaka}} dydz + \underbrace{\left(\tau_{zx} - \left(\tau_{zx} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} dz \right) \right)}_{\text{Ukupna sila otpora uslijed naprezanja}} dx dy + \underbrace{\rho WS_x^p}_{\text{Dodatna sila}} \overbrace{dx dy dz}^{dV} = 0, \quad (171)$$

pri čemu je ukupni protok količine gibanja kroz diferencijalni volumen jednak nuli uslijed pretpostavke o homogenosti strujanja u računalnoj domeni,

$$\left(\left(\bar{p} - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} dx \right) - \bar{p} \right) dydz + \left(\tau_{zx} - \left(\tau_{zx} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} dz \right) \right) dx dy + \rho WS_x^p dx dy dz = 0. \quad (172)$$

Pri izvodu jednadžbe (171) je u obzir uzeto da je τ_{zx} jedina komponenta simetričnog Reynoldsovog tenzora turbulentnih naprezanja koja utječe na ukupnu promjenu količine gibanja u diferencijalnom volumenu.

U slučaju kada je gradijent tlaka $\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} < 0$ i derivacija naprezanja $\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} > 0$, smjer strujanja je jednak onom ucrtanom na slici 11. (sila tlaka na ulaznoj površini diferencijalnog volumena i sila uslijed naprezanja na donjoj površini diferencijalnog volumena su veće od sile tlaka na izlaznoj površini i sile uslijed naprezanja na gornjoj površini).



Slika 11. Shematski prikaz diferencijalnog volumena $dV = dx dy dz$ za strujanje inženjerskog AGS-a. Crvenom i plavom bojom su označeni vektori protoka količine gibanja i sile tlaka na ulaznoj i izlaznoj površini diferencijalnog volumena. Zelenom bojom su označeni vektori površinskih sila uslijed naprezanja, dok je dodatna sila koja uzrokuje strujanje inženjerskog AGS-a označena vektorom narančaste boje. Zbog jasnoće prikaza na slici su dani samo vektori sila uslijed τ_{zx} komponente naprezanja koja jedina utječe na ukupnu promjenu količine gibanja u diferencijalnom volumenu.

Sređivanjem i dijeljenjem jednadžbe (172) s gustoćom ρ , uz $dV = dx dy dz$, slijedi

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} dV - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} dV + WS_x dV = 0. \quad (173)$$

Uvrštavanjem izraza (170) za izračun početne vrijednosti dodatne masene sile $WS_x(z)$ promjenjive po visini u jednadžbu (173) se dobije

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} dV - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} dV + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}^T}{\partial z} dV = 0. \quad (174)$$

Ukoliko vrijednost derivacije poznate raspodjele kinematičkog naprezanja $\tau_{zx}^T(z)/\rho$ u potpunosti odgovara derivaciji računalno izračunatog kinematičkog naprezanja $\tau_{zx}(z)/\rho$, tj.

$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}^T}{\partial z} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z}$, gradijent tlaka je prema jednadžbi (174) jednak nuli, a strujanje u inženjerskom AGS-u uzrokuje dodatna masena sila $WS_x(z)$ promjenjiva po visini uvrštena u jednadžbu količine gibanja (167).

Pokazalo se kako je u praksi taj uvjet teško ostvariti, zbog toga što početna vrijednost dodatne masene sile uglavnom ne može u potpunosti poništiti utjecaj sile gradijenta tlaka na strujanje inženjerskog AGS-a. Na primjer, ukoliko je raspodjela naprezanja u AGS-u opisana polinomom drugog stupnja, prema izrazu (170) dodatna masena sila s porastom visine opada linearno. Kako gradijent tlaka u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u ne ovisi o koordinati visine (konstantne je vrijednosti), linearni profil dodatne masene sile ne može u potpunosti uravnotežiti silu gradijenta tlaka. Zbog toga se u računalnoj domeni javlja rezidual sile gradijenta tlaka koji uz dodatnu masenu silu također uzrokuje strujanje inženjerskog AGS-a.

Kako bi se osiguralo da profil dodatne masene sile bude jednak računalno modeliranoj raspodjeli derivacije naprezanja u AGS-u, a čime se u AGS-u poništava utjecaj reziduala sile gradijenta tlaka na strujanje, početnu je vrijednost dodatne masene sile $WS_x^p(z)$ tijekom računalne simulacije potrebno dodatno korigirati izrazom

$$WS_x^n(z) = WS_x^o(z) \frac{\tau_{zx}^T(z)}{\tau_{zx}^o(z)}, \quad (175)$$

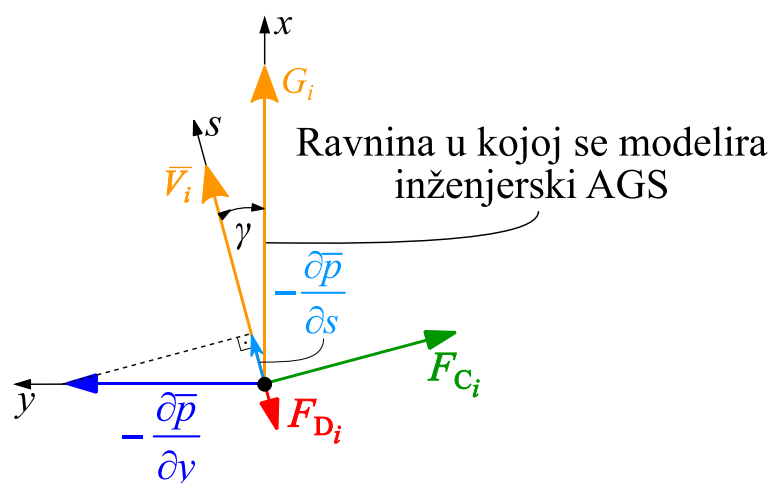
gdje su $\tau_{zx}^o(z)$ i $WS_x^o(z)$ računalne vrijednosti naprezanja i dodatne masene sile iz prethodne iteracije, a $WS_x^n(z)$ je nova vrijednost dodatne masene sile izračunata u trenutnoj iteraciji. Pritom $\tau_{zx}^T(z)$ predstavlja poznatu raspodjele naprezanja koju se želi ostvariti računalnim modeliranjem. Proces računalne korekcije dodatne masene sile završava u iteraciji u kojoj se računalno postižu poznate vrijednosti naprezanja, odnosno kada je zadovoljen uvjet da je $\tau_{zx}^o(z) \approx \tau_{zx}^T(z)$ (iz kojeg slijedi da je $WS_x^n(z) \approx WS_x^o(z)$).

4.2.1. Fizikalna interpretacija dodatne masene sile promjenjive po visini

Dodatna masena sila se može fizikalno interpretirati kao dodatna sila gradijenta tlaka čija se vrijednost mijenja po visini i koja je uvrštena u jednadžbu količine gibanja uz postojeću silu konstantnog gradijenta tlaka. Takva formulacija masene sile ima pokriće i u stvarnim

uvjetima strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine.

Kao što je pokazano jednadžbama (5) i (6), te slikom 3b), silu gradijenta tlaka $-\frac{\partial \bar{p}}{\partial y}$ u AGS-u uravnotežuju sila otpora strujanja (divergencija naprezanja) F_{Di} i Coriolisova sila F_{Ci} (uzrokuje zakretanje strujanja s porastom visine). Naprezanje je najveće na površini Zemlje (na visini $z = 0$), a na visini $z = h_{ABL}$ iščezava. Na visini koja odgovara geostrofičkoj visini silu gradijenta tlaka uravnotežuje samo Coriolisova sila, prema slici 3c). Pritom je osrednjena brzina na visini $z = 0$ jednaka nuli, dok joj na visini $z = h_{ABL}$ iznos i smjer odgovaraju geostrofičkoj brzini.



Slika 12. Gradijent tlaka $-\frac{\partial \bar{p}}{\partial s}$ koji djeluje u smjeru strujanja (koordinata s) i pojavljuje se u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem se smjer strujanja mijenja s porastom koordinate visine z uslijed djelovanja Coriolisove sile.

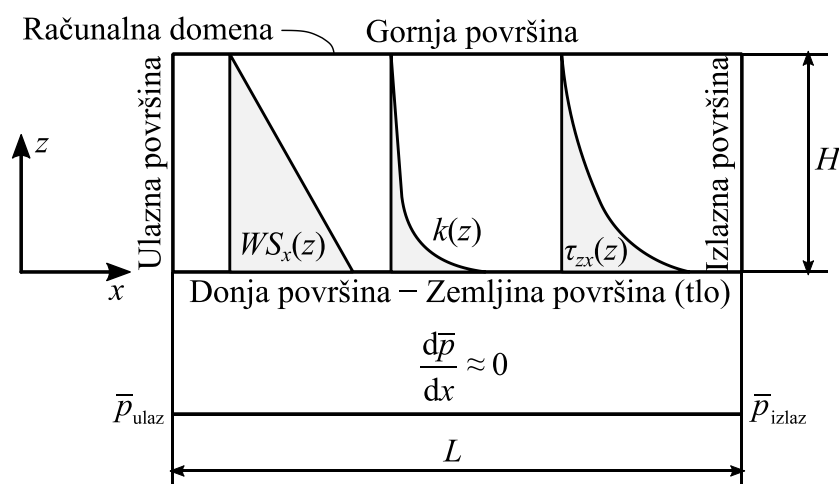
Na slici 12. je shematski prikazana ravnoteža sila u horizontalnoj ravnini na visini z u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u iz koje je vidljivo da u smjeru strujanja zraka (koordinate s koja odgovara smjeru osrednjene brzine \bar{V}_i) na visini z postoji sila gradijenta tlaka čija je maksimalna vrijednost na tlu ($z = 0$), dok na geostrofičkoj visini ($z = h_{ABL}$) iščezava,

$$-\frac{d\bar{p}}{ds} = -\frac{d\bar{p}}{dy} \sin \gamma, \text{ pri čemu } \gamma = \gamma_0 \text{ za } z = 0, \gamma = 0 \text{ za } z = h_{ABL}. \quad (176)$$

Jasno je kako je upravo gradijent tlaka $-\frac{d\bar{p}}{ds}$ sila koja uzrokuje strujanje u takvom AGS-u, a suprotstavljena joj je sila otpora F_{Di} (divergencija naprezanja). Takva sila gradijenta tlaka

djeluje u smjeru strujanja i promjenjiva je po visini (najveća joj je vrijednost na tlu, a s porastom visine vrijednost joj opada do nule na visini $z = h_{ABL}$).

Ukoliko se strujanje neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine želi modelirati kao strujanje inženjerskog AGS-a u ravnini koja se poklapa sa smjerom geostrofičke brzine, tada prema slici 12. i jednadžbi (176) takvo strujanje mora uzrokovati sila gradijenta tlaka čiji se iznos mijenja po visini. Uvrštenjem dodatne masene sile promjenjive po visini (a koja fizikalno predstavlja silu gradijenta tlaka promjenjivu po visini) u jednadžbu količine gibanja (pritom postojeći član konstantnog gradijenta tlaka ostaje nepromijenjen) strujanje u tako računalno modeliranom inženjerskom AGS-u je moguće promatrati kao ravninsko strujanje neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog i homogenog AGS-a čiji je profil osrednjene brzine promjenjivog smjera fiktivno zarotiran za promjenjivi kut γ u ravninu u kojoj se modelira strujanje inženjerskog AGS-a.



Slika 13. Shematski prikaz raspodjele gradijenta tlaka $\frac{d\bar{p}}{dx}$, kinetičke energije

turbulencije $k(z)$, napreznja $\tau_{zx}(z)$ i dodatne masene sile $WS_x(z)$ promjenjive po visini z u inženjerskom AGS-u u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini.

Prednost ovog računalnog modela je postizanje stvarnih uvjeta strujanja u AGS-u u kojem strujanje mijenja smjer s porastom visine. To se ostvaruje primjenom dodatne masene sile $WS_x(z)$ čija se vrijednost mijenja po visini i koja odgovara dijelu ukupne sile gradijenta tlaka u smjeru strujanja. Prilikom računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje samo smična sila (bez pojave gradijenta tlaka u računalnoj domeni) profili kinetičke energije turbulencije i napreznja ostaju konstantni s porastom visine, dok prilikom računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka

profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja opadaju linearno s porastom visine. Stoga je za očekivati da prilikom računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja opadaju nelinearno s porastom visine. Ukoliko se pretpostavi poznata raspodjela naprezanja opisana polinomom drugog stupnja (51) (vrijedi za slučaj strujanja jakih vjetrova), vrijednosti dodatne masene sile na temelju izraza (170) opadaju linearno s porastom visine, što je shematski prikazano na slici 13. Kao rezultat djelovanja tako promjenjive dodatne masene sile, postignuta raspodjela naprezanja je nelinearna (odgovara polinomu drugog stupnja), dok je dobivena raspodjela kinetičke energije turbulencije također nelinearna, prema slici 13. U slučaju da se inženjerski AGS modelira kao ravninsko strujanje koristeći dodatnu masenu silu iznosa konstantnog po visini, dobivene raspodjele naprezanja i kinetičke energije turbulencije opadaju linearno s porastom visine [85], [89]. Takvi su rezultati u skladu s rezultatima dobivenim modelom inženjerskog AGS-a kod kojeg je strujanje uzrokovano konstantnom silom gradijenta tlaka, a koji su prikazani na slikama 9. i 10.

4.2.2. Rubni uvjeti za računalni model inženjerskog atmosferskog graničnog sloja u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini

Da bi se računalno modelirao inženjerski AGS u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini, potrebno je prvo koristiti tehniku domene preteče. Rubni uvjeti koje je u tom slučaju potrebno koristiti su prikazani u tablici 10.

Ulazna i izlazna površina računalne domene trebaju biti definirane kao periodičke površine na kojima se zadaje periodički rubni uvjet ili se na njima može zadati Neumannov rubni uvjet (za osrednjenu brzinu, osrednjeni tlak te disipaciju ili specifičnu disipaciju kinetičke energije turbulencije). Strujanje uz nepropusnu stijenku je potrebno modelirati koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine ili zidnu funkciju temeljenu na Nikuradseovoj hrapavosti.

Kako bi strujanje inženjerskog AGS-a koje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini bilo moguće simulirati, potrebno je poznavati odgovarajuće profile osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja. Te profile je moguće odrediti iz dostupnih teorijskih profila, te laboratorijskih ili atmosferskih mjerenja. U tom se slučaju na gornjoj površini računalne domene zadaje konstantna vrijednost gradijenta osrednjene brzine i konstantna vrijednost kinetičke energije turbulencije, te disipacije kinetičke energije turbulencije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije. Pritom se gradijent

osrednjene brzine i kinetička energija turbulencije određuju iz dostupnih teorijskih profila i laboratorijskih ili atmosferskih mjerenja. Disipacija kinetičke energije turbulencije se određuje iz izraza (67),

$$\varepsilon(z = H) = C_\mu \frac{k^2(z = H)}{v_T(z = H)}, \quad (177)$$

dok se vrijednost specifične disipacije kinetičke energije turbulencije određuje iz izraza (93),

$$\omega(z = H) = \frac{\varepsilon(z = H)}{\beta^* k(z = H)}. \quad (178)$$

Vrijednosti konstanti C_μ i β^* ovise o korištenom RANS modelu turbulencije.

Tablica 10. Rubni uvjeti za računalno modeliranje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini u računalnoj domeni, kada se koriste tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče.

	Površina računalne domene			
	Ulazna površina	Izlazna površina	Gornja površina	Nepropusna stijenka (tlo)
Tehnika domene sljednika	Ulazni profili generirani koristeći tehniku domene preteče	Neumannov rubni uvjet	Konstantni iznosi gradijenta osrednjene brzine, te kinetičke energije turbulencije i disipacije kinetičke energije turbulencije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije	Zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine [49], [50]
Tehnika domene preteče	Periodički rubni uvjet ili Neumannov rubni uvjet			

Nepoznatu vrijednost turbulentne kinematičke viskoznosti na gornjoj površini računalne domene se može odrediti iz jednadžbe (169),

$$v_T(z = H) = -\frac{\tau_{xz}^T(z = H)}{\rho \left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_{z=H}}, \quad (179)$$

pri čemu je $\tau_{zx}^T(z=H)/\rho$ iznos poznatog kinematičkog naprezanja na gornjoj površini računalne domene, a koji se određuje iz dostupnih teorijskih profila i laboratorijskih ili atmosferskih mjerenja.

Tijekom računalne analize strujanja inženjerskog AGS-a koristeći tehniku domene preteče, početnu vrijednost dodatne masene sile (koja se određuje iz poznatog profila naprezanja koristeći izraz (170)) je potrebno korigirati procedurom (175) ugrađenom u korišteni računalni algoritam. Korekcija početne vrijednosti dodatne masene sile se provodi sve dok dobivene vrijednosti naprezanja približno ne odgovaraju poznatoj raspodjeli naprezanja.

Kada se koristi tehnika domene sljednika, profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ dobiveni tehnikom domene preteče se zadaju kao ulazni profili u računalnu domenu (na ulaznu površinu računalne domene). Također se i vrijednost korigirane dodatne masene sile proizašle iz rezultata računalne simulacije tehnikom domene preteče zadaje u čitavoj računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika, dok se na izlaznoj površini računalne domene zadaje Neumannov rubni uvjet za sve veličine. Jednako kao i u slučaju korištenja tehnike domene preteče, strujanje uz nepropusnu stijenu se modelira koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine ili zidnu funkciju temeljenu na Nikuradseovoj hrapavosti.

Strujanje u tako računalno modeliranom inženjerskom AGS-u je prvenstveno uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini, ali manjim dijelom i smičnom silom uslijed naprezanja modeliranog rubnim uvjetima na gornjoj površini računalne domene. Postignuti nelinearni profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja opadaju s porastom visine. Analizom jednadžbi (170) i (174) je pokazano kako se pravilno definiranom vrijednošću dodatne masene sile poništi utjecaj gradijenta tlaka na strujanje u računalnoj domeni. S obzirom da početna vrijednost dodatne masene sile obično ne može osigurati eliminaciju utjecaja sile gradijenta tlaka na strujanje, početna se vrijednost tijekom računalne simulacije dodatno korigira procedurom (175). Ukoliko korigirana vrijednost dodatne masene sile u potpunosti ne odgovara derivaciji naprezanja izračunatoj računalnim algoritmom, dobiveno strujanje je uz dodatnu korigiranu masenu silu i smičnu silu zadanu na gornjoj površini računalne domene uzrokovano i djelovanjem reziduala sile gradijenta tlaka koji se u tom slučaju javlja u računalnoj domeni.

Ukoliko se tijekom računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a koristeći tehniku domene preteče dodatna masena sila izjednači s nulom, strujanje u tako generiranom inženjerskom AGS-u je uzrokovano samo djelovanjem smične sile modelirane rubnim uvjetima na gornjoj površini računalne domene. U tom slučaju dobivene raspodjele osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja odgovaraju rezultatima koji bi se dobili korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila.

5. PRIPREMA RAČUNALNIH SIMULACIJA

Novi računalni model inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini je primijenjen za računalno modeliranje tri problema u vjetroinženjerstvu:

- a) Opterećenje modela zgrade uslijed strujanja vjetra.
- b) Strujanje vjetra iznad brdovitog terena.
- c) Procjenu udobnosti pješaka uslijed strujanja vjetra u urbanom području.

Detaljno je opisana priprema računalnih simulacija korištenih za analizu strujanja vjetra oko modela zgrade, strujanje vjetra iznad brdovitog terena i utjecaja vjetra na udobnost pješaka u okolini uzdignute zgrade. Opisane pripreme računalnih simulacija odnose se na prikaz korištene računalne domene, zadavanje rubnih uvjeta, generiranje mreže konačnih volumena za računalnu analizu strujanja koristeći metodu konačnih volumena, te definiciju veličina potrebnih za validaciju dobivenih rezultata (definicija pogrešaka homogenosti strujanja, pogrešaka u usporedbi s laboratorijskim mjerenjima, koeficijenta tlaka, koeficijenta sile otpora).

5.1. Opterećenje zgrade uslijed strujanja vjetra

Procjena opterećenja zgrada uslijed strujanja vjetra je jedan od najvažnijih zadataka vjetroinženjerstva. U sklopu doktorskog istraživanja je računalno modelirano strujanje oko jednostavnih modela zgrada oblika kocke. Dobiveni numerički rezultati su uspoređeni s dostupnim eksperimentalnim podacima dobivenim mjerenjima u zračnom tunelu.

Prvi cilj istraživanja je ispitati je li novim računalnim modelom inženjerskog AGS-a moguće pravilno modelirati opterećenja zgrada uslijed strujanja vjetra. Pritom je važno saznati utječe li dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade i kakav joj je utjecaj na karakteristike strujanja u okolini zgrade.

Drugi cilj istraživanja je otkriti postoje li razlike u računalno generiranim raspodjelama koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade dobivenim novim računalnim modelom u usporedbi s rezultatima dobivenim modelima inženjerskog AGS-a čija strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Također se analiziraju i pogreške homogenosti strujanja u

računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile.

5.1.1. Utjecaj dodatne masene sile promjenjive po visini na opterećenje modela zgrade uslijed strujanja vjetra

Kako bi se istražio utjecaj dodatne masene sile uvrštene u jednadžbu količine gibanja na raspodjele koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade i na strujanje u okolini modela, računalno je modelirano strujanje inženjerskog AGS-a koje je prethodno eksperimentalno modelirano u zračnom tunelu [122]. Strujanje je prvo modelirano u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče i standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije uz modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije na karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a (raspodjelu naprezanja i kinetičke energije turbulencije). Na taj način su generirane raspodjele osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije homogene u smjeru strujanja i u skladu s dostupnim eksperimentalnim podacima, a koje su potom korištene kao ulazni profili u trodimenzionalnu računalnu domenu u kojoj je smješten model zgrade.

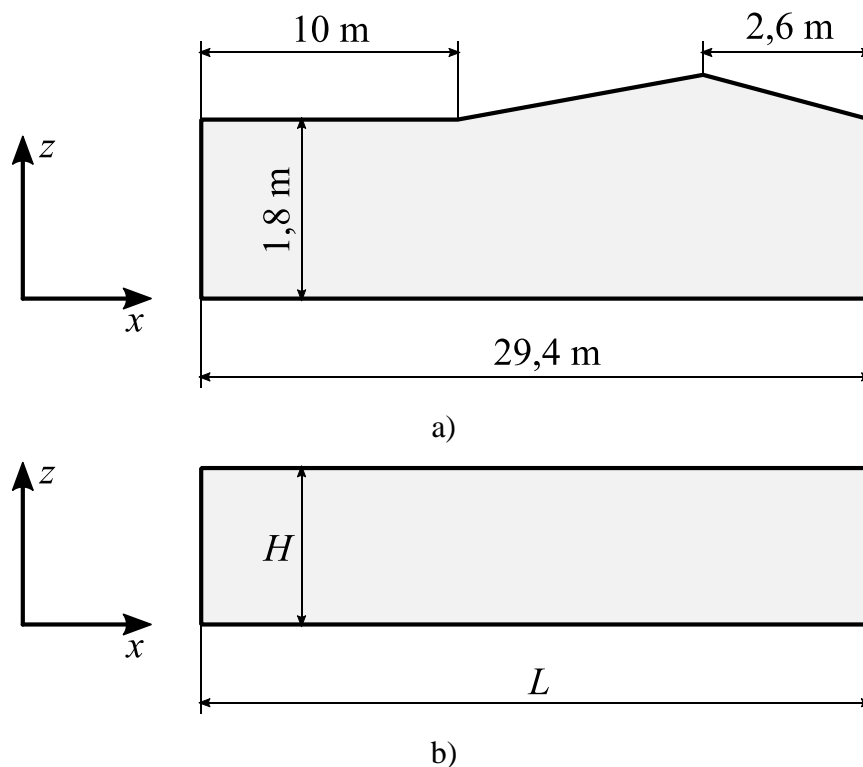
5.1.1.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

U tablici 11. su prikazane eksperimentalne vrijednosti brzine trenja u_τ , modelske aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_{0m} (vrijednosti površinske hrapavosti korištene pri eksperimentalnom modeliranju u zračnom tunelu), eksponenta zakona potencije α , te referentne brzine \bar{u}_{ref} izmjerene na referentnoj visini z_{ref} . Prikazane vrijednosti su nužne za pravilno računalno modeliranje profila osrednjene brzine dobivenih eksperimentalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena u zračnom tunelu [122]. U tablici 11. su prikazane i ekvivalentne vrijednosti stvarnih aerodinamičkih duljina hrapavosti površine z_{0f} koje odgovaraju stvarnim dimenzijama elemenata površinske hrapavosti ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena.

Tablica 11. Parametri karakteristika terena i osrednjenih profila brzine korištenih za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni [80], [122].

Tip terena	α , –	z_{ref} , m	\bar{u}_{ref} , m/s	u_τ , m/s	z_{0m} , m	z_{0f} , m
Ruralni	0,16	0,202	14,97	1,11	$1,70 \cdot 10^{-3}$	0,23
Suburbani	0,20	0,202	13,48	1,10	$4,00 \cdot 10^{-3}$	0,33
Urbani	0,37	0,202	10,14	1,43	$15,5 \cdot 10^{-3}$	2,47

Ukoliko bi se inženjerski AGS računalno modelirao koristeći računalnu domenu koja odgovara geometriji zračnog tunela (gornja površina zračnog tunela je konstrukcijski izvedena kao pomična s ciljem kontrole pada tlaka, što je shematski prikazano slikom 14a), prilikom modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a različitih karakteristika morala bi se podešavati geometrija gornje površine kako bi se osigurao zanemariv pad tlaka u računalnoj domeni. Također, takva bi geometrija zahtijevala i specifičnu matematičku formulaciju rubnih uvjeta na gornjoj površini računalne domene. S obzirom da takva geometrija računalne domene sa stanovišta računalne dinamike fluida nije praktična, generirana je pravokutna računalna domena duljine $L = 29,4$ m (jednake duljini sekcije zračnog tunela) i konstantne visine $H = 1$ m (manje od visine sekcije zračnog tunela), prema slici 14b), s ravnom gornjom površinom.



Slika 14. Shematski prikaz geometrije: a) zračnog tunela i b) računalne domene.

Strujanje u praznoj računalnoj domeni je modelirano koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije. Kako bi se povećao utjecaj neaktivne turbulencije, konstanta modela turbulencije C_μ je modificirana na temelju eksperimentalnog omjera kinetičke energije turbulencije i naprezanja (parametar neaktivne turbulencije). Prethodnim je istraživanjima [80] na temelju laboratorijskih mjerenja u zračnom tunelu pokazano da je parametar neaktivne turbulencije za ruralni, suburbani i urbani tip terena praktički konstantan i jednak $c_k = 4,76$, iz čega, koristeći izraz (73), slijedi da je iznos konstante $C_\mu = 0,44$. Kako bi se u računalno modeliranom

inženjerskom AGS-u osigurala konzistentnost između jednadžbi modela turbulencije, na temelju modificirane vrijednosti konstante C_μ je definirana nova vrijednost konstante $\sigma_\varepsilon = 1,67$ koristeći izraz (74). Ostale vrijednosti konstanti modela turbulencije jednake su standardnim iznosima prikazanim u tablici 2.

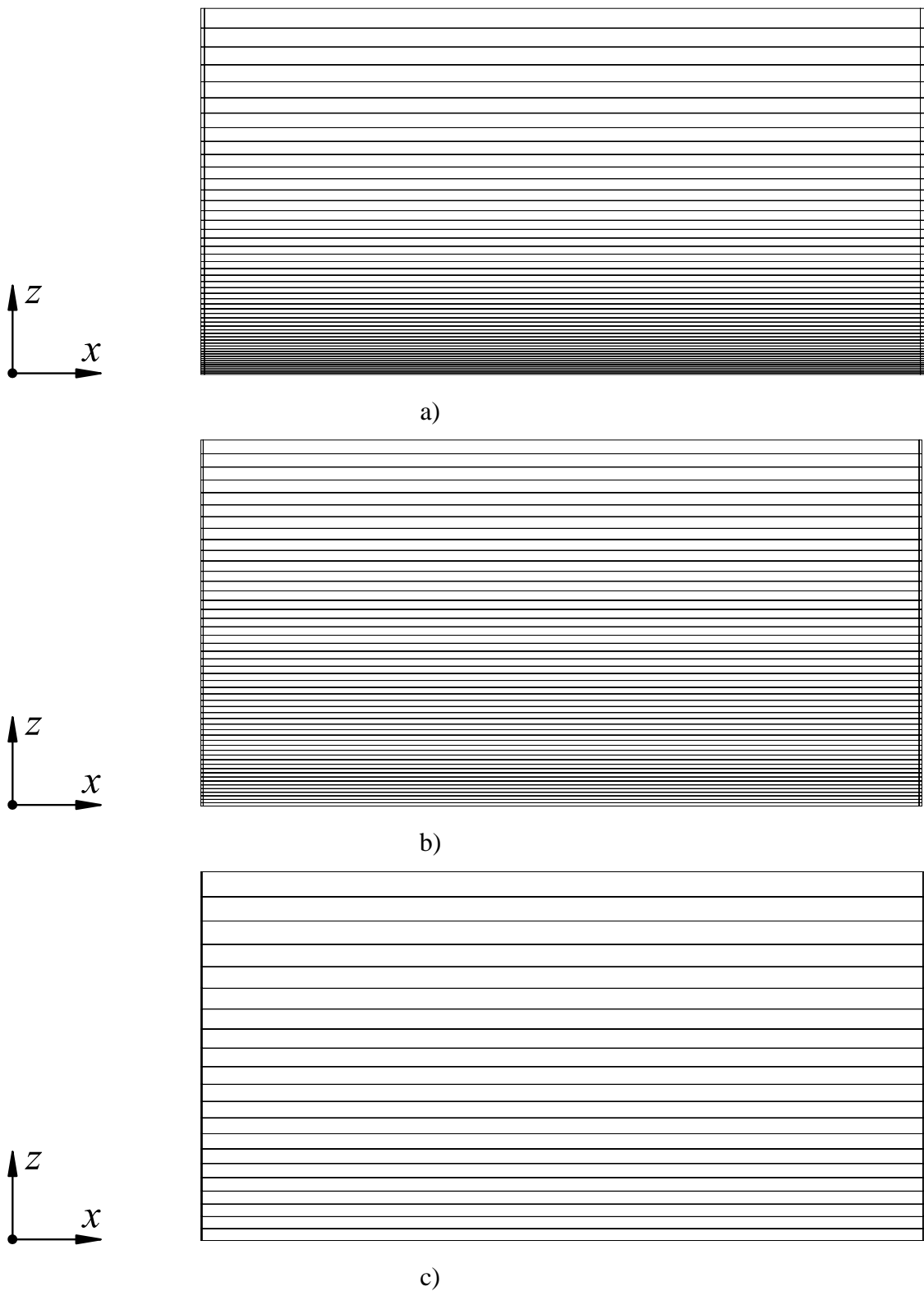
Rubni uvjeti na površinama prazne dvodimenzionalne računalne domene su prikazani u tablici 12. Na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene je korišten Neumannov rubni uvjet za sve veličine (osim rubnog uvjeta tlaka), dok je strujanje uz nepropusnu stijenku na donjoj površini računalne domene modelirano koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine. Modelske vrijednosti aerodinamičkih duljina hrapavosti korištenih za ruralni, suburban i urbani tip terena su dane u tablici 11. Na gornjoj površini računalne domene su zadani konstantni gradijent osrednjene brzine i konstantna vrijednost kinetičke energije turbulencije, izračunati na temelju dostupnih laboratorijskih mjerenja. Na gornjoj površini računalne domene je zadana i konstantna vrijednost disipacije kinetičke energije turbulencije određena jednadžbama (177) i (179), pri čemu je vrijednost naprezanja preuzeta iz laboratorijskih mjerenja. S obzirom da je strujanje u inženjerskom AGS-u nestlačivo, na izlaznoj površini je zadana vrijednost tlaka jednaka nuli, a na svim ostalim površinama računalne domene se koristi Neumannov rubni uvjet za osrednjeni tlak.

Tablica 12. Rubni uvjeti korišteni za računalnu analizu strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče.

Veličina	Donja površina (tlo)	Gornja površina	Ulazna površina	Izlazna površina
\bar{u}	$\bar{u} = 0, \bar{w} = 0$	$\frac{d\bar{u}}{dz} = \text{konst.}$	$\frac{d\bar{u}}{dx} = 0$	$\frac{d\bar{u}}{dx} = 0$
k	$\frac{dk}{dz} = 0$	$k = \text{konst.}$	$\frac{dk}{dx} = 0$	$\frac{dk}{dx} = 0$
ε	$\varepsilon_c = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z_c + z_0)}$	$\varepsilon = \text{konst.}$	$\frac{d\varepsilon}{dx} = 0$	$\frac{d\varepsilon}{dx} = 0$
\bar{p}	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dx} = 0$	$\bar{p} = 0$

Početne vrijednosti dodatne masene sile određene su primjenom izraza (170), a tijekom računalnih simulacija su korigirane prema (175). Pritom su poznate eksperimentalne vrijednosti naprezanja u ruralnom, suburbanom i urbanom tipu inženjerskog AGS-a interpolirane polinomom trećeg stupnja. Tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz nepropusnu

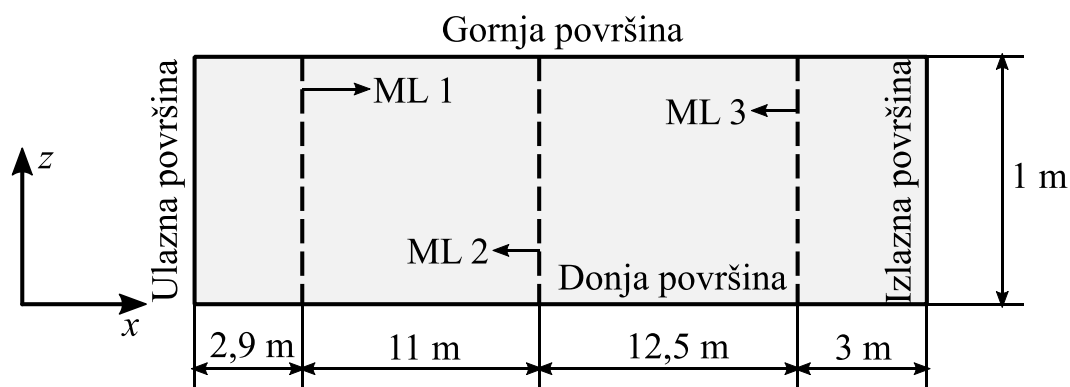
hrapavu stijenk (donja površina računalne domene) je jednaka nuli. To je učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenk koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.



Slika 15. Rezolucija mreže konačnih volumena u vertikalnom smjeru za: a) ruralni teren, b) suburbani teren i c) urbani tip terena.

Kada se strujanje u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni modelira bez korištenja dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$), također se koriste rubni uvjeti prikazani u tablici 12. U tom slučaju dobiveni profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja raspodjelom odgovaraju onima dobivenim primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila, tj. dobiveni profili kinetičke energije turbulencije i naprezanja ostaju konstantni s visinom. Takvo se strujanje ostvaruje zbog toga što se zadanim rubnim uvjetima na gornjoj površini računalne domene modelira naprezanje uslijed kojeg se generira smična sila, koja posljedično uzrokuje strujanje u računalnoj domeni bez pojave gradijenta tlaka.

Polje brzine strujanja je potaknuto korištenjem zakona potencije prema (60), gdje su korištene vrijednosti eksponenta potencije, referentne visine i brzine prikazane u tablici 11. Dobiveni spregnuti sustav jednadžbi modela strujanja inženjerskog AGS-a je riješen primjenom SIMPLE (engl. *Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations*) algoritma [123]. Konvektivni članovi u jednadžbama strujanja su aproksimirani koristeći Gamma shemu drugog reda točnosti [124], a difuzijski članovi su modelirani primjenom Gaussove sheme diskretizacije drugog reda točnosti [125].



Slika 16. Shematski prikaz raspodjele mjernih linija u dvodimenzionalnoj računalnoj domeni. ML1 predstavlja mjernu liniju 1, ML2 mjernu liniju 2, a ML3 mjernu liniju 3.

Mreža konačnih volumena je generirana primjenom alata *blockMesh* dostupnog u OpenFOAM® računalnom paketu. S obzirom da je Neumannovim rubnim uvjetom na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene osigurana homogenost strujanja, u horizontalnom je smjeru (u smjeru koordinate x) generirano 15 konačnih volumena. Rezolucija mreže u vertikalnom smjeru (smjer koordinate z) je uvjetovana aerodinamičkom duljinom hrapavosti površine na donjoj površini računalne domene, s obzirom da vrijednost udaljenosti težišta prvog konačnog volumena uz nepropusnu stijenku z_c ne smije biti manja od vrijednosti aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_0 ($z_c \geq z_0$). U protivnom se mogu javiti značajne pogreške u modeliranoj vrijednosti naprezanja uz nepropusnu stijenku [49], [121]. Tako je

prema slici 15. najfinija rezolucija mreže uz nepropusnu stijenku postignuta za ruralni tip terena (slika 15a), 53 konačnih volumena, $z_C = 1,932 \cdot 10^{-3}$ m), za suburbani tip terena generirano je 50 konačnih volumena (slika 15b), $z_C = 4,5 \cdot 10^{-3}$ m), a najgrublja za urbani tip terena (slika 15c), 21 konačni volumen, $z_C = 16 \cdot 10^{-3}$ m).

Za određivanje relativne pogreške homogenosti strujanja $(e_h)_i$ i srednje relativne pogreške homogenosti strujanja $e_{h,avg}$, korištene su vrijednosti osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije na tri različite pozicije (mjerne linije) u računalnoj domeni, prema slici 16. Pritom su pogreške homogenosti definirane kao,

$$(e_h)_i = \left| \frac{\max(\phi_i) - \min(\phi_i)}{\max(\phi_i)} \right| \cdot 100\% , \quad (180)$$

$$e_{h,avg} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (e_h)_i , \quad (181)$$

gdje su ϕ_i veličine izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjernih linija 1–3, $\max(\phi_i)$ predstavlja najveću vrijednost veličine ϕ_i izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjernih linija 1–3, $\min(\phi_i)$ predstavlja najmanju vrijednost veličine ϕ_i izračunate na vertikalnoj poziciji i duž mjernih linija 1–3, a N je ukupni broj mjernih točaka duž iste mjerne linije.

Validacija rezultata je provedena usporedbom računalno dobivenih vrijednosti osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije s eksperimentalnim podatcima duž mjerne linije 2, na temelju relativne pogreške strujanja $(e_s)_i$ oblika

$$(e_s)_i = \left| \frac{\phi_{v,i} - \phi_{m,i}}{\phi_{v,i}} \right| \cdot 100\% , \quad (182)$$

gdje je $\phi_{v,i}$ veća vrijednost računalne ili eksperimentalne veličine izračunate na poziciji i duž visinske koordinate z , a $\phi_{m,i}$ manja vrijednost računalne ili eksperimentalne veličine izračunate na istoj poziciji. Srednja relativna pogreška strujanja $e_{s,avg}$ je određena kao

$$e_{s,avg} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (e_s)_i . \quad (183)$$

S obzirom da se početna vrijednost dodatne masene sile $WS_x(z)$ izračunata iz eksperimentalnih vrijednosti koristeći jednadžbu (170) tijekom računalne analize korigira procedurom definiranom jednadžbom (175), konvergencija dodatne masene sile se ispituje računanjem srednjeg kvadratnog odstupanja izračunatog kinematičkog naprezanja od eksperimentalnog kinematičkog naprezanja σ definiranog kao

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left(\frac{\tau_{zx,i}^{\text{CFD}}}{\rho} - \frac{\tau_{zx,i}^{\text{exp}}}{\rho} \right)^2}. \quad (184)$$

Pritom N predstavlja ukupan broj računalnih, odnosno eksperimentalnih vrijednosti napreznja mjerenih duž koordinate z , $\tau_{zx,i}^{\text{CFD}}$ je računalna vrijednost napreznja izračunata na poziciji i duž koordinate z , a $\tau_{zx,i}^{\text{exp}}$ je eksperimentalna vrijednost napreznja na istoj poziciji i duž iste koordinate z .

Kako bi se pokazalo da je strujanje u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u uzrokovano najvećim dijelom djelovanjem dodatne masene sile promjenjive po visini (a da je pritom doprinos sile gradijenta tlaka u računalnoj domeni moguće zanemariti zbog dobro kalibrirane vrijednosti dodatne masene sile), definirana je duljinska mjera gradijenta tlaka δ_p [126] kao

$$\delta_p = \frac{u_\tau^2}{\left| \frac{1}{\rho} \frac{d\bar{p}}{dx} \right|}. \quad (185)$$

Duljinska mjera gradijenta tlaka definirana jednadžbom (185) je izvedena dimenzijskom analizom i usporedbom strujanja u AGS-u s konstantnim tlakom i AGS-u u kojem je strujanje uzrokovano gradijentom tlaka [126]. Dimenzijskom se analizom u slučaju strujanja u AGS-u u kojem je strujanje uzrokovano pojavom gradijenta tlaka kao dio rješenja javlja i duljinska mjera gradijenta tlaka kao dodatni bezdimenzijski parametar. Pokazano je kako se u slučaju da je $\delta_p \gg L_z$ (L_z predstavlja vertikalnu duljinsku karakterističnu veličinu) utjecaj gradijenta tlaka na strujanje gotovo u potpunosti može zanemariti. Ukoliko je duljinska mjera gradijenta tlaka istog reda veličine kao vertikalna duljinska karakteristična veličina ($\delta_p \approx L_z$), gradijent tlaka ne utječe na strujanje u AGS-u uz nepropusnu stijenku (zbog toga što u tom slučaju vrijedi $z \ll \delta_p$), ali može utjecati na strujanje podalje od nepropusne stijenske.

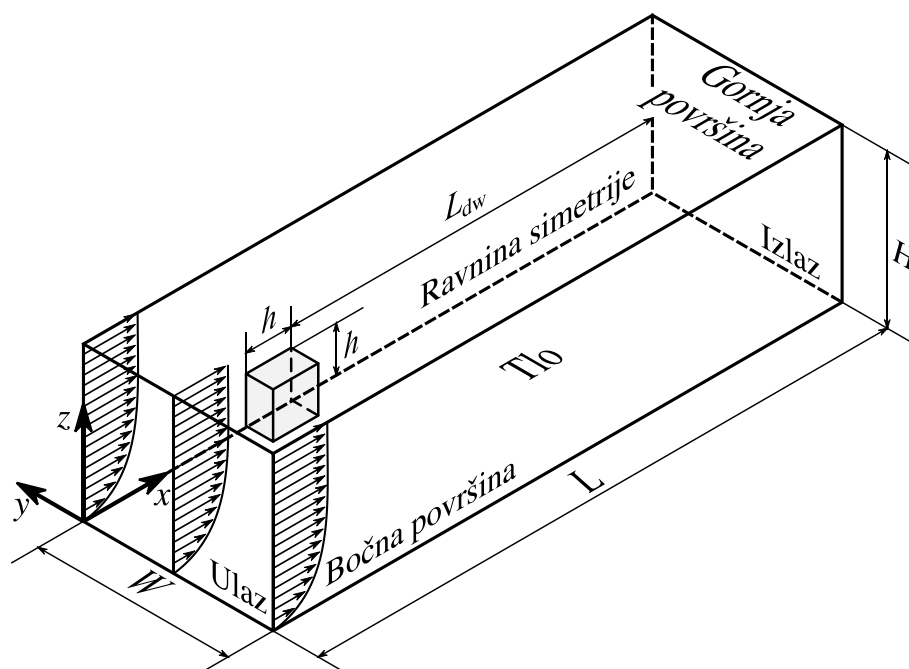
Stoga se na temelju dimenzijske analize AGS-a u kojem strujanje uzrokuje gradijent tlaka može zaključiti da ukoliko je vrijednost duljinske mjere δ_p bitno veća od visine računalne domene H ($\delta_p \gg H$) koja predstavlja vertikalnu duljinsku karakterističnu veličinu kod računalnog modeliranja inženjerskog AGS-a, utjecaj sile gradijenta tlaka na strujanje u inženjerskom AGS-u se može smatrati zanemarivim. U protivnom i sila gradijenta tlaka generirana u računalnoj domeni ima utjecaj na strujanje, pri čemu se taj utjecaj ne može zanemariti.

S obzirom da je neovisno o gradijentu tlaka u jednadžbu količine gibanja uvrštena i dodatna masena sila promjenjiva po visini, u slučaju da je $\delta_p \gg H$ dominantan utjecaj na strujanje ima samo dodatna masena sila. U slučaju da je $\delta_p \approx H$, za očekivati je da gradijent tlaka nema značajan utjecaj na strujanje uz nepropusnu stijenku (uz donju površinu računalne domene) gdje vrijedi $z \ll H$, ali ima utjecaj na strujanje u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u podalje od nepropusne stijenke (na visinama uz gornju površinu računalne domene) gdje vrijedi $z \approx H$. Stoga i u tom slučaju dominantan utjecaj na strujanje u nižim slojevima računalno modeliranog inženjerskog AGS-a ima samo dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja, dok se utjecaj gradijenta tlaka može zanemariti.

5.1.1.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade

Profili generirani za suburbani tip terena tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni se koriste kao ulazni profili u trodimenzionalnu računalnu domenu u kojoj je smješten model zgrade oblika kocke. Cilj je istražiti utjecaj dodatne masene sile na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama zgrade i na strujanje u okolini modela zgrade. Zato su kvalitativno uspoređene raspodjele koeficijenta tlaka po površinama zgrade dobivene korištenjem ulaznih profila generiranih primjenom dodatne masene sile i bez primjene dodatne masene sile. Dobivene raspodjele koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade su kvalitativno uspoređene s dostupnim računalnim rezultatima i laboratorijskim mjerenjima [127], [128], [129]. Pritom se koristi samo standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije uz modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije korištenjem modificiranih vrijednosti konstanti modela turbulencije (konstante C_μ i σ_ε), vrijednosti jednake onima korištenim za analizu strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni tehnikom domene preteče.

Duljina trodimenzionalne računalne domene je $L = 4,2$ m, širina $W = 1,1$ m i visina $H = 1$ m. Duljina brida modela zgrade je $h = 0,2$ m, a računalno je modelirano samo pola zgrade zbog simetrije strujanja, prema slici 17. Time je znatno smanjeno vrijeme potrebno za računalnu analizu. Prednja površina modela zgrade je udaljena 1 m od ulazne površine računalne domene, stražnja površina zgrade udaljena je $L_{dw} = 3$ m od izlazne površine, gornja površina zgrade udaljena je 0,8 m od gornje površine računalne domene, dok je bočna površina zgrade udaljena 1 m od bočne površine računalne domene. Pritom iznos stupnja začepljenja računalne domene (engl. *blockage ratio*) iznosi 1,8%, čime je osigurano da površine računalne domene imaju zanemariv utjecaj na strujanje unutar domene [130].



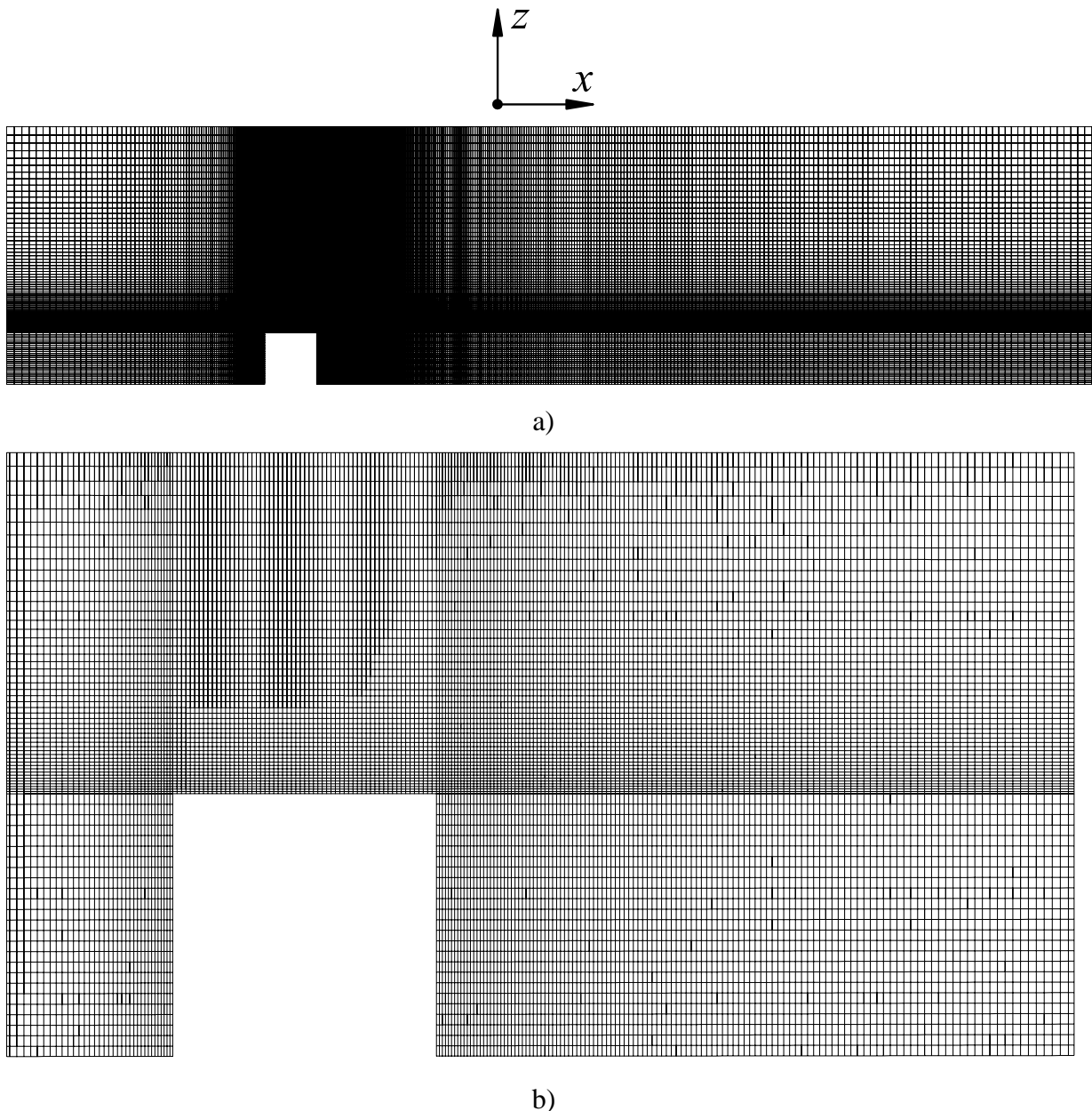
Slika 17. Shematski prikaz trodimenzionalne računalne domene u kojoj je smješten model zgrade oblika kocke.

Tablica 13. Rubni uvjeti korišteni za trodimenzionalnu računalnu simulaciju strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade. Pritom \vec{n} predstavlja vektor normale na površine modela zgrade.

Veličina	Donja površina (tlo)	Gornja površina	Ulaz	Izlaz	Bočna površina	Model zgrade	Ravnina simetrije
\bar{u}	$\bar{u} = 0,$ $\bar{v} = 0,$ $\bar{w} = 0$	$\frac{d\bar{u}}{dz} = \text{konst.}$	$\bar{u}(z)$	$\frac{d\bar{u}}{dx} = 0,$ $\frac{d\bar{v}}{dx} = 0,$ $\frac{d\bar{w}}{dx} = 0$	Simetrija	$\bar{u} = 0,$ $\bar{v} = 0,$ $\bar{w} = 0$	Simetrija
k	$\frac{dk}{dz} = 0$	$k = \text{konst.}$	$k(z)$	$\frac{dk}{dx} = 0$	Simetrija	$\frac{\partial k}{\partial n} = 0$	Simetrija
ε	$\varepsilon_c = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z_c + z_0)}$	$\varepsilon = \text{konst.}$	$\varepsilon(z)$	$\frac{d\varepsilon}{dx} = 0$	Simetrija	Standardna zidna funkcija [90]	Simetrija
\bar{p}	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dx} = 0$	$\bar{p} = 0$	Simetrija	$\frac{\partial \bar{p}}{\partial n} = 0$	Simetrija

Rubni uvjeti korišteni za računalno modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade su prikazani u tablici 13. Na ulazu u računalnu domenu su zadani ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$, prethodno generirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj domeni za suburban tip terena. Tijekom računalnih simulacija strujanja

inženjerskog AGS-a oko modela zgrade, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz nepropusnu hrapavu stijenku (donja površina računalne domene) i nepropusnu stijenku modela zgrade je jednaka nuli. To je učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenku koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.

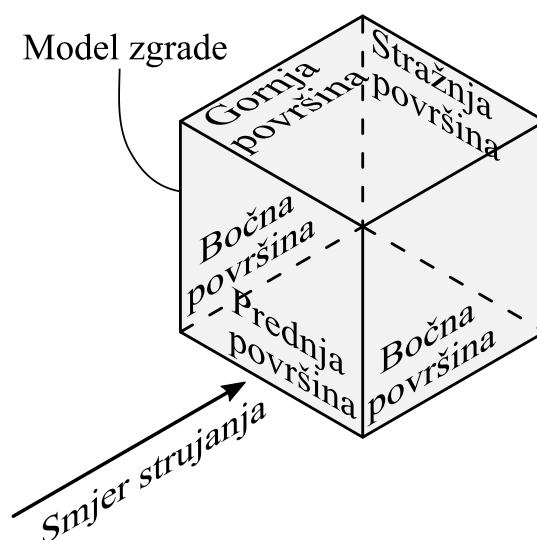


Slika 18. Mreža konačnih volumena korištena za računalnu analizu strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade: a) cijela računalna domena, b) uvećana mreža u okolini modela zgrade.

Bočna površina je definirana kao ravnina simetrije, dok je na izlaznoj površini korišten Neumannov rubni uvjet za sve veličine osim za tlak čija je vrijednost na toj površini jednaka

nuli. Rubni uvjeti na donjoj i gornjoj površini računalne domene su jednaki onima zadanim za suburban tip terena i prikazanim u tablici 12. Strujanje uz nepropusne stijenke modela zgrade je modelirano koristeći standardnu zidnu funkciju [90].

Mreža konačnih volumena korištena za računalno modeliranje strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade je generirana koristeći alat *blockMesh* dostupan unutar računalnog paketa OpenFOAM®. Generirana mreža je strukturirana i sadrži približno 4 285 000 konačnih volumena, što je u skladu s prethodnim računalnim analizama strujanja oko zgrade oblika kocke [131], [132] koje su pokazale kako je rezultate neovisne o rezoluciji mreže moguće generirati korištenjem mreža sličnog broja konačnih volumena. Mreža konačnih volumena korištena za potrebe računalnog modeliranja strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke je prikazana na slici 18.



Slika 19. Shematski prikaz površina modela zgrade oblika kocke.

Kako bi se ispitaio utjecaj dodatne masene sile na opterećenje modela zgrade, vrijednosti koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade (prednjoj, gornjoj, bočnoj i stražnjoj, prema slici 19.) su izračunate izrazom

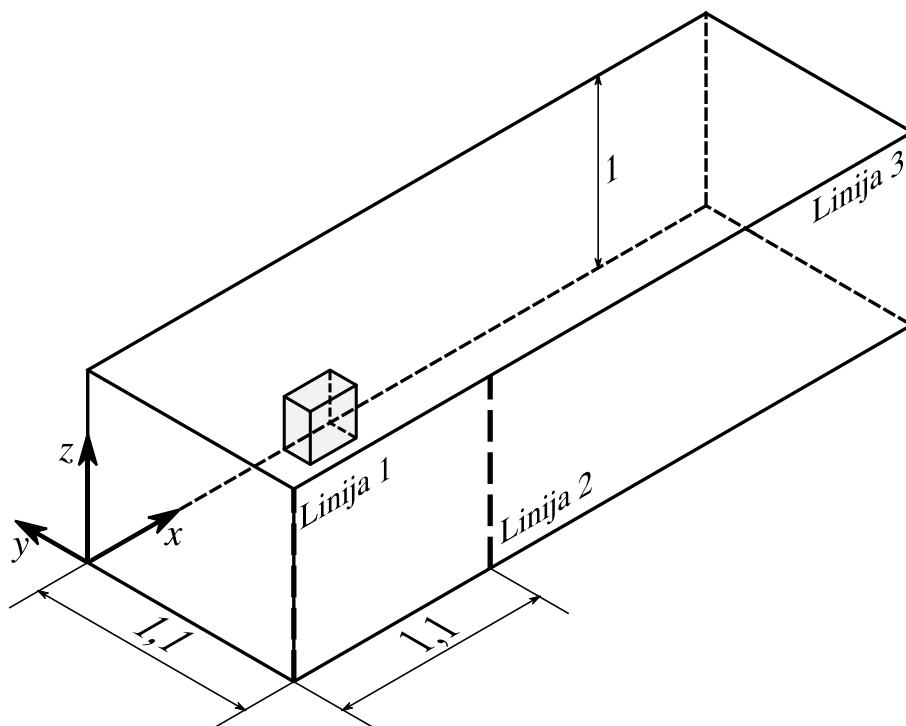
$$C_p = \frac{\bar{p} - \bar{p}_{\text{ref}}}{\frac{1}{2} \rho \bar{u}_{\text{ref}}^2}, \quad (186)$$

gdje su \bar{p}_{ref} i \bar{u}_{ref} referentne vrijednosti tlaka i osrednjene brzine izračunate u točki koja odgovara gornjem prednjem bridu modela zgrade koji se nalazi u ravnini simetrije pri strujanju u trodimenzionalnoj računalnoj domeni s jednakom mrežom konačnih volumena i s dodanom mrežom u području modela zgrade (prazna domena. odnosno domena bez modela zgrade).

Osim izračuna vrijednosti koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade, utjecaj dodatne masene sile na opterećenje zgrade je analiziran uz pomoć skalarnog polja ψ ,

$$\psi = \frac{|WS_x(z)|}{\frac{1}{\rho}|\nabla\bar{p}|}. \quad (187)$$

Polje ψ predstavlja omjer između apsolutne vrijednosti dodatne masene sile i apsolutnog iznosa vektora gradijenta tlaka $\nabla\bar{p} = \frac{\partial\bar{p}}{\partial x}\vec{i} + \frac{\partial\bar{p}}{\partial y}\vec{j} + \frac{\partial\bar{p}}{\partial z}\vec{k}$ (\vec{i} , \vec{j} i \vec{k} predstavljaju jedinične vektore u smjeru koordinata x , y i z), a njime je moguće procijeniti kakav utjecaj dodatna masena sila ima (u odnosu na silu gradijenta tlaka) na strujanje u pojedinom području u računalnoj domeni. Radi analize utjecaja dodatne masene sile podalje od modela zgrade, definirane su tri linije na bočnoj površini računalne domene (ravnini simetrije) (linija 1 – ulazna površina, linija 2 – pozicija modela zgrade i linija 3 – izlazna površina), prema slici 20.



Slika 20. Shematski prikaz linija korištenih za prikupljanje rezultata dobivenih strujanjem suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke, s ciljem ispitivanja utjecaja dodatne masene sile.

5.1.2. Utjecaj računalnih modela inženjerskog atmosferskog graničnog sloja i korištenih modela turbulencije na opterećenje modela zgrade

Kako bi se istražilo u kojoj mjeri izbor računalnog modela inženjerskog AGS-a utječe na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama zgrade, strujanje oko modela zgrade oblika kocke je modelirano koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima su strujanja uzrokovana smičnom silom, silom gradijenta tlaka i dodatnom masenom silom. Također je cilj istražiti i pogreške homogenosti strujanja u praznoj računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile.

U ovom je radu računalno modelirano strujanje inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke koje prethodno eksperimentalno modelirano [133]. Pritom su u ovom radu korišteni standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST RANS modeli turbulencije, a AGS je računalno modeliran koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini.

5.1.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$, koji se koriste kao ulazni profili u trodimenzionalnu računalnu domenu u kojoj je smješten model zgrade, prvo se računalno modeliraju u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene sljednika i tehniku domene preteče. Takvo se strujanje modelira primjenom pet različitih RANS modela turbulencije, tj. standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Dodatni utjecaj neaktivne turbulencije se ne modelira i koriste se standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije prikazane u tablicama 2.–6.

U radu se modelira inženjerski AGS duljinske mjere 1:240, na temelju rezultata eksperimentalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad urbanog tipa terena u zračnom tunelu visine 1,80 m, širine 2,70 m i duljine 21 m [133]. Pritom je izmjerena brzina strujanja na visini koja odgovara eksperimentalnoj debljini modela atmosferskog graničnog sloja $z = \delta = 1,5$ m jednaka $\bar{u}_\delta (z = \delta) = 20,49$ m/s, eksperimentalno dobivena brzina trenja $u_\tau = 1,31$ m/s, modelska aerodinamička duljina hrapavosti površine korištena pri računalnom

modeliranju strujanja u zračnom tunelu $z_{0m} = 7,49 \cdot 10^{-3}$ m, a eksponent zakona potencije je izračunat na temelju eksperimentalno dobivenih profila osrednjene brzine $\alpha = 0,35$.

Za potrebe računalnih simulacija je generirana dvodimenzionalna računalna domena duljine $L = 10$ m i visine $H = 1,5$ m, u skladu sa slikom 14b). Mreža konačnih volumena korištena pri računalnom modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni je generirana primjenom alata *blockMesh*. Na temelju analize utjecaja mreže konačnih volumena na dobivene rezultate je generirana mreža koja se sastoji od 100 konačnih volumena u vertikalnom smjeru (udaljenost težišta najbližeg konačnog volumena od nepropusne stijenke je $z_c = 7,5 \cdot 10^{-3}$ m, što je veći iznos od zadanog iznosa aerodinamičke duljine hrapavosti površine $z_0 = 7,49 \cdot 10^{-3}$ m). U slučaju modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče u horizontalnom je smjeru korišteno 15 konačnih volumena, dok je u slučaju primjene tehnike domene sljednika korišteno 500 konačnih volumena.

Za rješavanje spregnutog sustava jednadžbi je korišten SIMPLE algoritam. Konvektivni i difuzijski članovi su aproksimirani shemama diskretizacije drugog reda (NVD gamma shema za konvektivni član [124] i Gaussova shema za difuzijski član [125]). Rješenja računalne analize se smatraju konvergiranim kada reziduali tlaka dosegnu vrijednost 10^{-7} , a ostalih veličina 10^{-6} .

U nastavku se detaljno opisuje princip modeliranja inženjerskih AGS-ova, tj. rubni uvjeti koje je potrebno koristiti kada se primjenjuju tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče, u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini u računalnoj domeni.

5.1.2.1.1. Modeliranje strujanja uzrokovano smičnom silom

Pri modeliranju inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila korištenjem tehnike domene sljednika, na ulaznoj površini računalne domene se zadaju profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ prikazani jednadžbama (150) – (152) i (154). Te profile je stoga prethodno potrebno uvrstiti u OpenFOAM® algoritam kao *fixedValue* rubne uvjete. Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) se zadaje na izlazu iz računalne domene za sve veličine koje se rješavaju, dok se na donjoj površini računalne domene koristi zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine temeljena na aerodinamičkoj duljini

hrapavosti površine. Na gornjoj površini računalne domene se zadaju konstantne vrijednosti osrednjene brzine $\bar{u}(z = H)$, kinetičke energije turbulencije $k(z = H)$ i disipacije $\varepsilon(z = H)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z = H)$, izračunate iz ulaznih profila za visinu računalne domene $z = H$. Na taj način moguće je postići pravilno naprezanje (smičnu silu) na gornjoj površini računalne domene.

Kada se za modeliranje inženjerskog AGS-a koristi tehnika domene preteče, na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se računaju. Na gornjoj i donjoj površini računalne domene se zadaju rubni uvjeti jednaki onima koji se zadaju kada se koristi tehnika domene sljednika.

5.1.2.1.2. Modeliranje strujanja uzrokovano silom gradijenta tlaka

Pri modeliranju inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano silom gradijenta tlaka koristeći tehniku domene sljednika, na ulaznoj površini računalne domene se zadaju profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ prikazane jednadžbama (157)–(160). Te profile je stoga prethodno potrebno uvrstiti u OpenFOAM[®] algoritam kao *fixedValue* rubne uvjete. Na izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet), dok se na donjoj površini računalne domene koristi zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine temeljena na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine.

S obzirom da u rezultatima laboratorijskih mjerenja inženjerskog AGS-a u zračnom tunelu [133] nije navedena modelska vrijednost geostrofičke visine h_{ABL} , tu vrijednost je potrebno odrediti numerički rješavanjem jednadžbe (157) na temelju poznatog iznosa osrednjene brzine $\bar{u}(z = H) = 20,49$ m/s na visini računalne domene $H = 1,5$ m. Dobivena modelska vrijednost geostrofičke visine je jednaka $h_{ABL} = 7,14$ m (odgovara vrijednosti geostrofičke visine 1700 m koja bi se javila u prirodi). Kako je visina računalne domene $H < h_{ABL}/2$, na temelju tablice 9. slijedi da se na gornjoj površini računalne domene zadaje konstantna osrednjena brzina $\bar{u}(z = H)$ (*fixedValue* rubni uvjet), te konstantni gradijenti kinetičke energije turbulencije

$$\left. \frac{dk}{dz} \right|_{z=H} \quad \text{i disipacije} \quad \left. \frac{d\varepsilon}{dz} \right|_{z=H} \quad \text{ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije} \quad \left. \frac{d\omega}{dz} \right|_{z=H}$$

(*fixedGradient* rubni uvjet) dobiveni iz ulaznih profila prikazanih jednadžbama (157) – (160).

To je učinjeno kako bi se modelirale točne vrijednosti difuzije kinetičke energije turbulencije, te disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije na gornjoj površini računalne domene.

Kada se za modeliranje inženjerskog AGS-a koristi tehnika domene preteče, na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se računaju, osim za tlak čija je vrijednost na izlaznoj površini $\bar{p}_{\text{izlaz}} = 0$. Vrijednost tlaka na ulaznoj površini \bar{p}_{ulaz} se određuje iz jednadžbe (162). Na gornjoj i donjoj površini računalne domene se zadaju rubni uvjeti jednaki onima koji se zadaju kada se koristi tehnika domene sljednika.

5.1.2.1.3. Modeliranje strujanja uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini

Kada se koristi model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, prvo je potrebno koristiti tehniku domene preteče kako bi se generirali profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koji se zadaju kao ulazni profili pri računalnoj analizi strujanja u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni (za ispitivanje homogenosti strujanja kada se koristi tehnika domene sljednika sa i bez primjene dodatne masene sile) ili u trodimenzionalnoj domeni u kojoj je smješten model zgrade oblika kocke. Pritom se na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet), dok se na donjoj površini računalne domene hrapavost modelira koristeći zidnu funkciju temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površini. Na gornjoj površini računalne domene se zadaje konstantni gradijent brzine $\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_{z=H}$ (*fixedGradient* rubni uvjet), te konstantna disipacija $\varepsilon(z = H)$ ili specifična disipacija kinetičke energije turbulencije $\omega(z = H)$ (*fixedValue* rubni uvjet), koji se računaju iz izraza (177) i (178).

Pritom je gradijent osrednjene brzine na visini $z = H$ određen deriviranjem zakona potencije

$$\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_{z=H} = \alpha \frac{\bar{u}(z=H)}{H} \left(\frac{z}{H} \right)^{\alpha-1}. \quad (188)$$

Kinetička energija turbulencije na visini $z = H$ je određena na temelju aproksimacije eksperimentalnih podataka metodom najmanjih kvadrata koristeći polinom trećeg stupnja,

$$k(z) = a_4 z^3 + a_3 z^2 + a_2 z + a_1, \quad (189)$$

gdje su dobiveni iznosi koeficijenata a_1 , a_2 , a_3 i a_4 jednaki 13,951, $-5,463$, $-9,005$ i $4,396$.

Vrijednost napreznja na visini $z = H$ potrebna za izračun vrijednosti disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije se određuje aproksimacijom laboratorijskih mjerenja metodom najmanjih kvadrata koristeći polinom trećeg stupnja

$$\frac{\tau_{zx}(z)}{\rho} = b_4 z^3 + b_3 z^2 + b_2 z + b_1, \quad (190)$$

gdje su vrijednosti koeficijenata b_1 , b_2 , b_3 i b_4 jednaki $-2,111$, $0,667$, $0,898$ i $-0,283$.

Početna vrijednost dodatne masene sile se određuje iz izraza (170), pri čemu se njezin iznos tijekom računalne analize korigira koristeći jednadžbu (175) u OpenFOAM® algoritmu. Tijekom računalnih simulacija, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz nepropusnu hrapavu stijenu (donja površina računalne domene) je jednaka nuli. To je učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenu koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.

Nakon što se generira strujanje inženjerskog AGS-a tehnikom domene preteče, dobiveni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ se zadaju na ulaznoj površini prazne dvodimenzionalne računalne domene kada se koristi tehnika domene sljednika. U tom se slučaju na gornjoj i donjoj površini računalne domene zadaju rubni uvjeti jednaki onima koji su zadani kada se koristi tehnika domene preteče, dok se na izlaznoj površini računalne domene definira Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se rješavaju (osim za tlak). Računalna analiza strujanja inženjerskog AGS-a koristeći tehniku domene sljednika se provodi uz korištenje generirane i korigirane dodatne masene sile promjenjive po visini i bez korištenja te sile. Na taj se način može utvrditi utječe li izostanak dodatne masene sile na homogenost strujanja u praznoj računalnoj domeni.

5.1.2.1.4. Procjena pogrešaka homogenosti strujanja i pogrešaka tehnike generiranja strujanja

Pogreške homogenosti strujanja su određene samo za računalne rezultate dobivene primjenom tehnike domene sljednika, s obzirom da tehnika domene preteče osigurava homogenost strujanja zbog Neumannovog rubnog uvjeta zadanog na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene. Pogreška homogenosti je procijenjena izračunom srednje maksimalne pogreške homogenosti e_{\max} za osrednjenu brzinu, kinetičku energiju turbulencije i napreznje, na temelju rezultata dobivenih modeliranjem strujanja uzrokovanih smičnom silom, silom gradijenta tlaka i dodatnom masenom silom promjenjivom po visini,

$$e_{\max} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \max(e_i^{\text{uc}}, e_i^{\text{ui}}). \quad (191)$$

Pritom su e_i^{uc} i e_i^{ui} pogreške homogenosti izračunate za mjerne linije u centru računalne domene i na izlazu iz računalne domene, indeks i predstavlja vrijednost na visini z , a N je ukupan broj mjerenih vrijednosti. Vrijednosti grešaka homogenosti e_i^{uc} i e_i^{ui} su jednake

$$e_i^{\text{uc}} = \left| \frac{\phi_i^{\text{centar}} - \phi_i^{\text{ulaz}}}{\phi_i^{\text{ulaz}}} \right| \cdot 100\%, \quad e_i^{\text{ui}} = \left| \frac{\phi_i^{\text{izlaz}} - \phi_i^{\text{ulaz}}}{\phi_i^{\text{ulaz}}} \right| \cdot 100\%, \quad (192)$$

gdje su ϕ_i^{ulaz} vrijednosti izračunate na vertikalnoj poziciji i na mjernoj liniji na ulazu u računalnu domenu, ϕ_i^{centar} su vrijednosti izračunate na vertikalnoj poziciji i na mjernoj liniji u centru računalne domene, a ϕ_i^{izlaz} su vrijednosti izračunate na vertikalnoj poziciji i na mjernoj liniji na izlazu iz računalne domene.

S obzirom da ulazni profili koje je potrebno zadati na ulaznoj površini računalne domene kada se koristi tehnika domene sljednika u kombinaciji s RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modelima turbulencije do sada nisu izvedeni [85], model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka nije korišten za računalno modeliranje eksperimentalnog modela AGS-a koristeći tehniku domene sljednika. Iz tog razloga niti pogreške homogenosti nisu izračunate za takvo strujanje.

Kako bi se ispitalo postoje li razlike između rezultata generiranih tehnikom domene sljednika i tehnikom domene preteče, definirane su pogreške tehnike generiranja strujanja

$$e_i^t = \left| \frac{\phi_i^{\text{TDP}} - \phi_i^{\text{TDS}}}{\phi_i^{\text{TDS}}} \right| \cdot 100\%. \quad (193)$$

Pogreške tehnike generiranja strujanja e_i^t su izračunate na temelju vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja dobivenih tehnikom domene sljednika ϕ_i^{TDS} i tehnikom domene preteče ϕ_i^{TDP} , izračunatih na mjernoj liniji u centru računalne domene na poziciji i duž koordinate z . Konačno, srednja pogreška tehnike generiranja strujanja se određuje kao

$$e_t = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N e_i^t, \quad (194)$$

pri čemu je N ukupan broj vrijednosti izračunatih duž koordinate z na mjernoj liniji u centru računalne domene.

Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja se računaju samo za modele inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka, s obzirom da se strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini modelira koristeći samo tehniku domene preteče. Srednja pogreška tehnike generiranja strujanja se ne računa za model čije strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka kada se koriste RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ model turbulencije, iz istog razloga iz kojeg se za takva strujanja ne računa pogreška homogenosti strujanja.

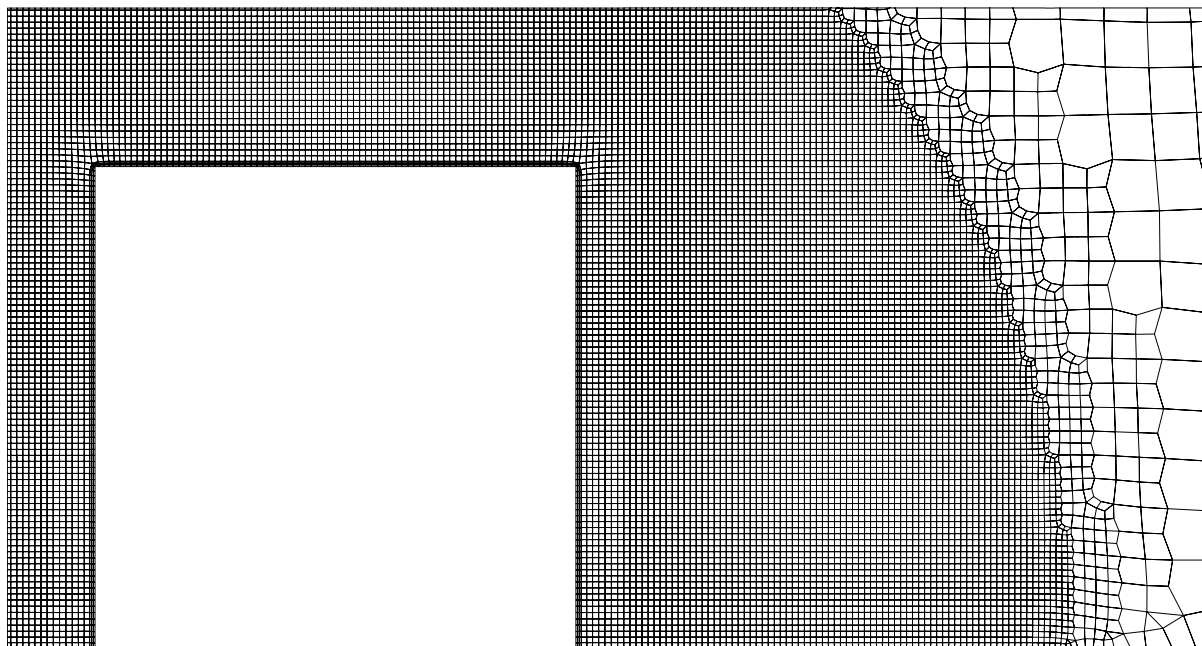
Važno je napomenuti da je za računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni korištena mreža koja u horizontalnom smjeru ima 15 volumena kad se primjenjuje tehnika domene preteče, a 500 volumena kad se primjenjuje tehnika domene sljednika. Raspodjela konačnih volumena u vertikalnom smjeru u tom je slučaju jednaka raspodjeli korištenoj kada se primjenjuje tehnika domene preteče.

5.1.2.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade oblika kocke

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ generirani tehnikom domene preteče (uz uporabu standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije) koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini, se koriste kao ulazni profili za računalno modeliranje strujanja oko zgrade oblika kocke. Pritom se ne modelira dodatni utjecaj neaktivne turbulencije, tj. koriste se standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije prikazane u tablicama 1.–5. Na taj način je moguće istražiti kakav utjecaj korišteni model inženjerskog AGS-a ima na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade (prednjoj, gornjoj, stražnjoj i bočnoj), te na generirane vrijednosti koeficijenta sile otpora modela zgrade.

Radi te analize je generirana trodimenzionalna računalna domena duljine $L = 10$ m, širine $W = 1$ m i visine $H = 1,5$ m, u koju je zbog pretpostavljene simetrije strujanja smještena samo polovina modela zgrade visine $h = 0,15$ m (u skladu sa slikom 17.). Prednja površina zgrade je udaljena 1 m od ulazne površine računalne domene, dok je stražnja površina zgrade udaljena 3 m od izlazne površine računalne domene. Stupanj začepljenja računalne domene u tom slučaju iznosi 0,75%. To je u suglasju s preporukama kojima se osigurava da rubni uvjeti na površinama računalne domene nemaju značajan utjecaj na strujanje oko modela zgrade [130].

Na gornjoj i donjoj površini trodimenzionalne računalne domene se koriste isti rubni uvjeti koji se koriste pri računalnoj analizi strujanja inženjerskog AGS-a kroz praznu dvodimenzionalnu računalnu domenu, ovisno o tome koji se model AGS-a koristi. Na izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve fizikalne veličine. Model zgrade se tretira kao nepropusna stijenka uz koju se strujanje modelira koristeći standardnu zidnu funkciju [90], dok se bočne površine računalne domene modeliraju rubnim uvjetom simetrije.



Slika 21. Detalj mreže konačnih volumena ispred prednje površine modela zgrade koja je generirana primjenom programskog paketa za automatsko generiranje mreže konačnih volumena cfMesh®.

Mreža konačnih volumena je generirana primjenom programskog paketa za automatsko generiranje mreže konačnih volumena cfMesh®. Korištena mreža konačnih volumena se sastoji od otprilike 3 000 000 volumena, za koju je pokazano da je najgrublja mreža koja omogućuje rezultate neovisne o dodatnom profinjenju mreže. Rezolucija takve mreže konačnih volumena je u skladu s rezolucijama mreža koje su korištene za računalno modeliranje strujanja zraka oko modela zgrada [131], [132], [134]. Detalj korištene mreže konačnih volumena u okolini modela zgrade je prikazan na slici 21.

Za rješavanje spregnutog sustava jednadžbi je korišten SIMPLE algoritam. Konvektivni i difuzijski članovi su aproksimirani primjenom metode diskretizacije drugog reda, gdje je NVD shema [124] korištena za aproksimaciju konvektivnih članova i Gaussova shema drugog reda točnosti [125] za aproksimaciju difuzijskih članova. Rješenje računalne

simulacije se smatra konvergiranim kada reziduali za sve veličine dosegnu iznos 10^{-5} , što je u skladu s preporukama danim za modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a oko konstrukcija [135].

Utjecaj vrste modela inženjerskog AGS-a na raspodjelu koeficijenta tlaka po prednjoj, gornjoj, stražnjoj i bočnoj površini modela zgrade analizira se usporedbom dobivenih računalnih raspodjela koeficijenta tlaka s eksperimentalnim podacima [133]. Pritom je koeficijent tlaka C_p definiran jednadžbom (186)

$$C_p = \frac{\bar{p} - \bar{p}_{\text{ref}}}{\frac{1}{2} \rho \bar{u}_{\text{ref}}^2}, \quad (195)$$

gdje su \bar{p}_{ref} i \bar{u}_{ref} referentne vrijednosti tlaka i osrednjene brzine izračunate u točki koja odgovara gornjem prednjem bridu modela zgrade koji se nalazi u ravnini simetrije pri strujanju u trodimenzionalnoj računalnoj domeni s jednakom mrežom konačnih volumena i s dodanom mrežom u području modela zgrade (prazna domena, odnosno domena bez modela zgrade).

Pogreške koeficijenta tlaka e_i^p su definirane kao

$$e_i^p = \left| \frac{C_{p,i}^{\text{CFD}} - C_{p,i}^{\text{exp}}}{C_{p,i}^{\text{exp}}} \right| \cdot 100\%, \quad (196)$$

gdje su $C_{p,i}^{\text{exp}}$ dostupne eksperimentalne vrijednosti koeficijenta tlaka [133] dobivene mjerenjima u zračnom tunelu na raznim pozicijama i na prednjoj, gornjoj, stražnjoj i bočnoj površini modela zgrade, dok su $C_{p,i}^{\text{CFD}}$ računalne vrijednosti koeficijenta tlaka izračunate na istim pozicijama.

Srednja pogreška koeficijenta tlaka e_p se određuje kao

$$e_p = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N e_i^p, \quad (197)$$

gdje je N ukupan broj mjernih točaka na pojedinim površinama modela zgrade.

U sklopu analize se uspoređuju vrijednosti koeficijenta sile otpora modela zgrade dobivene korištenjem različitih modela inženjerskog AGS-a. Dobivene vrijednosti se kvalitativno uspoređuju s prethodno određenim vrijednostima koeficijenta sile otpora modela zgrada

sličnih dimenzija [137], [138], [139]. Vrijednosti koeficijenta sile otpora modela zgrade se određuju iz izraza

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho \bar{u}_h^2 A_S}, \quad (198)$$

gdje je A_S površina poprečnog presjeka modela zgrade, a F_D je ukupna sila otpora zgrade određena primjenom OpenFOAM[®] algoritma.

5.2. Strujanje inženjerskog atmosferskog graničnog sloja iznad brdovitog terena

Strujanje vjetra iznad terena kompleksne topografije je važna tema proučavanja u vjetroinženjerstvu [19]. Razlog tome je što kompleksna topografija može bitno utjecati na karakteristike atmosferskog strujanja, što u konačnici može dovesti do pojave specifičnih strujanja (kao što su vrtlozi) koji mogu biti opasni za odvijanje prometa na prometnicama izgrađenim na takvom terenu, ili pak ozbiljno utjecati na očekivanu učinkovitost vjetroturbina (vjetroparkova) smještenih na takvom terenu, kao i na opterećenje konstrukcije vjetroturbine [140].

U sklopu doktorskog istraživanja je računalno modelirano strujanje inženjerskog AGS-a iznad brda jednostavne geometrije. Dobiveni računalni rezultati su uspoređeni s rezultatima prethodnih računalnih simulacija i mjerenja.

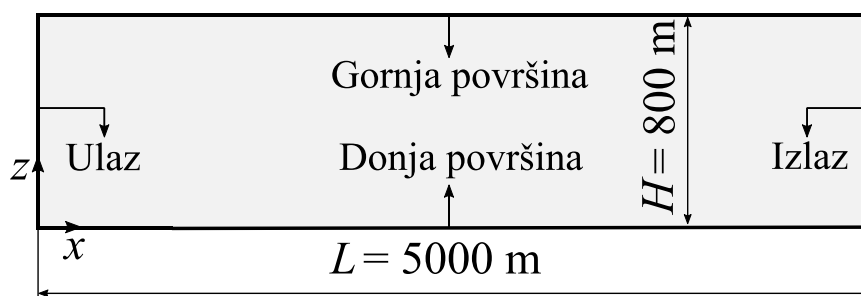
Prvi cilj istraživanja je pokazati kako je novim računalnim modelom inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini moguće pravilno modelirati strujanje vjetra iznad brdovitog terena jednostavne geometrije.

Drugi cilj istraživanja je analiza dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije koji se kod korištenja RANS modela turbulencije modelira modifikacijom vrijednosti konstanti korištenog modela turbulencije, na strujanje inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni, na prirast brzine strujanja vjetra uz vrh brda te veličinu vrtloga koji se formira u vrtložnoj zoni iza brda i raspodjelu kinetičke energije turbulencije iza brda.

5.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

Strujanje inženjerskog AGS-a je u praznoj računalnoj domeni modelirano primjenom tehnike domene preteče. Pritom je modeliran tip inženjerskog AGS-a koji se često koristi za validaciju novih modela strujanja [69], [85]. Takav bi AGS u stvarnosti nastao strujanjem nad ravnim terenom male površinske hrapavosti ili pak nad otvorenom morskou površinom [1], [88].

Parametri inženjerskog AGS-a koji se računalno modelira su preuzeti iz literature [97]. Tako je iznos zemljopisne širine φ na kojoj bi nastao takav AGS $\varphi = 45^\circ$. Takva vrijednost zemljopisne širine, u kombinaciji s vrijednošću brzine trenja $u_\tau = 0,62 \text{ m s}^{-1}$ također preuzete iz literature [97], korištenjem jednadžbe (3) dovodi do vrijednosti Coriolisovog parametra ili Coriolisove frekvencije $f = 1,03 \cdot 10^{-4} \text{ rad s}^{-1}$ i geostrofičke visine $h_{ABL} \approx 1000 \text{ m}$. Površinska hrapavost terena je modelirana aerodinamičkom duljinom hrapavosti površine $z_0 = 0,01 \text{ m}$, dok je korištena vrijednost von Kármánove konstante $\kappa = 0,41$. Obje vrijednosti su također preuzete iz literature [97].



Slika 22. Shematski prikaz dvodimenzionalne računalne domene korištene za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni uz primjenu tehnike domene preteče.

Korištena dvodimenzionalna računalna domena je prikazana na slici 22. Domena je omeđena s četiri površine (ulaz, izlaz, donja površina i gornja površina), a duljina joj je $L = 5000 \text{ m}$ (u skladu s prethodnim računalnim simulacijama [69], [85]). Iako je izračunata geostrofička visina inženjerskog AGS-a približno jednaka $h_{ABL} \approx 1000 \text{ m}$, odabrana visina računalne domene je $H = 800 \text{ m}$. To je učinjeno zbog toga što se u sklopu istraživanja modelira samo 80% visine AGS-a, s obzirom da zbog visine brda oko kojeg se kasnije tehnikom domene sljednika modelira strujanje nije potrebno koristiti računalnu domenu veće visine.

Strujanje inženjerskog AGS-a se modelira primjenom modela u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini. Za određivanje početne

vrijednosti dodatne masene sile se koristi raspodjela napreznja oblika polinoma drugog stupnja dana jednadžbom (51). Vrijednost dodatne masene sile se tijekom računalne simulacije korigira procedurom danom jednadžbom (175). Pritom se turbulencija modelira koristeći samo standardni k - ε model turbulencije.

Korišteni rubni uvjeti su prikazani u tablici 14. Na ulazu i izlazu iz računalne domene je korišten Neumannov rubni uvjet za sve veličine koje se računaju (osim za tlak na izlaznoj površini čija je vrijednost jednaka nuli), dok je strujanje uz donju površinu računalne domene modelirano primjenom zidne funkcije koja u obzir uzima hrapavost površine temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine.

Na gornjoj površini računalne domene je za rubni uvjet brzine zadana konstantna derivacija profila brzine definirana jednadžbom (47) [86], dok je za rubni uvjet kinetičke energije turbulencije zadan konstantni iznos na visini domene $z = H$ određen iz profila (54)–(57) definiranog u ESDU 85020 [88]. Za disipaciju kinetičke energije turbulencije također se zadaje konstantna vrijednost koja se određuje jednadžbom (177), pri čemu se turbulentna viskoznost određuje iz izraza (179) uz pretpostavku raspodjele napreznja u obliku polinoma drugog stupnja definiranog jednadžbom (51).

Tablica 14. Rubni uvjeti korišteni za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče.

Veličina	Donja površina (tlo)	Gornja površina	Ulaz	Izlaz
\bar{u}	$\bar{u} = 0, \bar{w} = 0$	$\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right _{z=H}^{\text{DH}}$	$\frac{d\bar{u}}{dx} = 0$	$\frac{d\bar{u}}{dx} = 0$
k	$\frac{dk}{dz} = 0$	$k _{z=H}^{\text{DH}}$	$\frac{dk}{dx} = 0$	$\frac{dk}{dx} = 0$
ε	$\varepsilon_C = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z_C + z_0)}$	$\varepsilon = C_\mu \frac{\left(k _{z=H}^{\text{DH}}\right)^2}{v_T _{z=H}}$	$\frac{d\varepsilon}{dx} = 0$	$\frac{d\varepsilon}{dx} = 0$
\bar{p}	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dx} = 0$	$\bar{p} = 0$

Početne vrijednosti dodatne masene sile su određene primjenom izraza (170) iz poznate raspodjele napreznja dane jednadžbom (51), a tijekom računalnih simulacija su korigirane koristeći izraz (175). Tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz nepropusnu hrapavu stijenku (donja površina računalne domene) je jednaka nuli. To je

učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenkiju koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.

Korištena mreža konačnih volumena je generirana primjenom alata *blockMesh* u skladu s mrežama prikazanim na slici 15. Pritom je zadovoljen uvjet da je težište konačnog volumena uz nepropusnu stijenkiju na većoj visini od zadane vrijednosti aerodinamičke duljine hrapavosti površine [49]. U smjeru strujanja (koordinata x) je korišteno deset konačnih volumena s obzirom da je homogenost strujanja zadovoljena zbog Neumannovog rubnog uvjeta na ulazu i izlazu iz računalne domene.

Za rješavanje sustava spregnutih jednadžbi se koristi SIMPLE algoritam [123]. Konvektivni i difuzijski članovi su aproksimirani koristeći sheme diskretizacije drugog reda (NVD shema za konvektivni član [124] i Gaussova shema za difuzijski član [125]). Rješenje računalne simulacije se smatra konvergiranim kada reziduali tlaka dosegnu vrijednost 10^{-6} , a svih ostalih veličina iznos 10^{-5} .

Dobiveni rezultati bezdimenzijske osrednjene brzine \bar{u}^* , kinetičke energije turbulencije k^* , naprezanja τ^* i dodatne masene sile WS^* u praznoj računalnoj domeni su prikazani u ovisnosti o bezdimenzijskoj koordinati visine $z^* = z/H$ i definirani su kao

$$u^* = \frac{\bar{u}(z)}{u_\tau}, \quad k^* = \frac{k(z)}{u_\tau^2}, \quad \tau^* = \frac{\tau_{zx}(z)}{\rho u_\tau^2}, \quad WS^* = WS_x(z) \frac{H}{u_\tau^2}. \quad (199)$$

Kako bi se istražilo kako dodatni utjecaj neaktivne turbulencije utječe na karakteristike strujanja u praznoj računalnoj domeni, na prirast brzine strujanja uz vrh brda te veličinu vrtloga koji nastaje iza brda, dodatni utjecaj neaktivne turbulencije se modelira modifikacijom konstanti modela turbulencije koristeći četiri različita skupa konstanti modela turbulencije (SKMT) prikazana u tablici 15. Pritom su modificirane konstante C_μ i σ_ϵ , dok su preostale konstante jednake standardnim vrijednostima prikazanim u tablici 2.

Prvi skup konstanti modela turbulencije (SKMT 1) odgovara standardnim vrijednostima konstanti modela turbulencije. Preostali skupovi (SKMT 2–4) sadrže modificirane konstante. Konstanta C_μ se određuje iz poznatog omjera srednje vrijednosti kinetičke energije turbulencije i naprezanja definiranog parametrom neaktivne turbulencije c_k (za koji je pokazano da mu je iznos konstantan), a definiranog izrazom (73),

$$C_\mu = \left(\frac{\tau_{zx}(z)}{k(z)} \right)^2 = \text{konst.} \quad (200)$$

Ukoliko se modificira konstanta C_μ potrebno je modificirati i konstantu σ_ε da bi se osigurala konzistentnost rješenja. To se postiže izrazom danim u (74) [141].

Tablica 15. Skupovi konstanti modela turbulencije (SKMT) standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije korišteni za modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije pri modeliranju inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, u praznoj računalnoj domeni i iznad brda jednostavne geometrije.

Skup konstanti modela turbulencije (SKMT)	C_μ	C_1	C_2	σ_ε	σ_k
SKMT 1	0,09	1,44	1,92	1,3	1,0
SKMT 2	0,044	1,44	1,92	1,67	1,0
SKMT 3	0,03	1,44	1,92	2,02	1,0
SKMT 4	0,012	1,44	1,92	3,18	1,0

Vrijednosti konstanti modela turbulencije u drugom skupu SKMT 2 su izračunate iz parametara neaktivne turbulencije dobivenog eksperimentalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a u zračnom tunelu korištenjem jednadžbe (200) [55], [80], dok treći skup SKMT 3 sadrži vrijednosti konstanti preuzete iz računalnog modela strujanja inženjerskog AGS-a iznad brdovitog terena [142]. Konstante u četvrtom skupu (SKMT 4) su definirane na temelju podataka Deaves-Harrisovog modela za jake vjetrove [86]. Pritom parametar neaktivne turbulencije definiran jednadžbom (73) izračunat iz dostupnih podataka iznosi $c_k = 9,08$, pa iz jednadžbe (200) slijedi da je vrijednost konstante C_μ potrebno modificirati na iznos $C_\mu = 0,012$, a konstante σ_ε na $\sigma_\varepsilon = 3,18$.

5.2.2. Modeliranje strujanja inženjerskog atmosferskog graničnog sloja iznad brda jednostavne geometrije

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$ generirani računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče se koriste kao ulazni profili u dvodimenzionalnu računalnu domenu u kojoj je smještena geometrija jednostavnog brda kada se koristi tehnika domene sljednika. Pritom se razmatraju samo profili koji su generirani računalnom simulacijom u kojoj je korištena korekcija početne vrijednosti dodatne masene sile. Reynoldsov broj Re izračunat na temelju visine brda h_b i referentne osrednjene brzine izračunate na visini h_b u praznoj računalnoj domeni bez brda, za sve je računalne simulacije približno jednak $4,8 \cdot 10^7$. Takvo se strujanje na temelju prethodnih istraživanja može smatrati

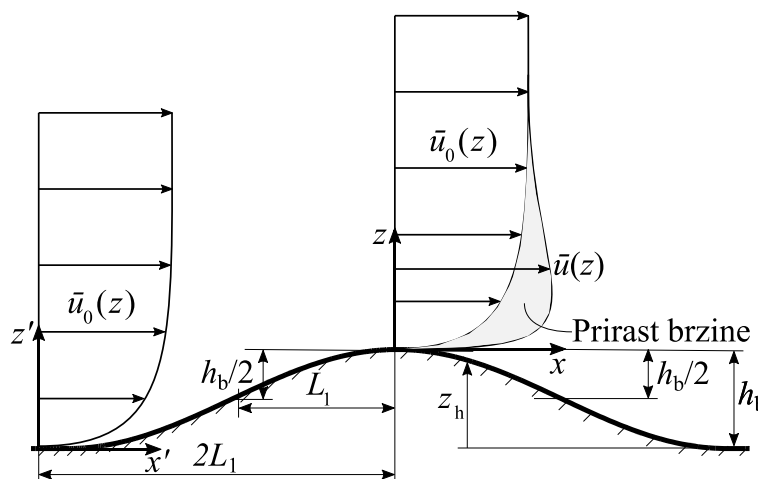
neovisnim o Reynoldsovom broju jer je pokazano da je strujanje inženjerskog AGS-a iznad brdovitog terena neovisno o Reynoldsovom broju za vrijednosti veće od $Re \approx 10^5 - 10^6$ [143].

Glavni cilj istraživanja je istražiti utjecaj hrapavosti površine brda, nagiba brda te modifikacije konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije na računalno modeliran prirast brzine uz vrh brda, na veličinu vrtloga iza brda te na raspodjelu kinetičke energije turbulencije iza brda.

Shematski prikaz korištene jednostavne geometrije brda je prikazan na slici 23. Takva geometrija je slična geometrijama koje se često koriste za validaciju strujanja inženjerskog AGS-a iznad kompleksnog terena [144], [145], a generirana je na temelju izraza korištenog u prethodnim računalnim simulacijama i laboratorijskim mjerenjima [146],

$$z_h(x) = \frac{h_b}{2} \left(1 + \cos \left(\frac{\pi x}{2 L_1} \right) \right). \quad (201)$$

Pritom $z_h(x)$ predstavlja koordinatu promjenjive visine brda iznad ravnog tla. Dvije veličine koje potpuno definiraju geometriju brda su visina brda koja je definirana oznakom h_b i duljina L_1 koja predstavlja vrijednost polovice duljine brda na visini $z = h_b/2$. Koordinata x je koordinata koja definira površinu brda, a pritom vrijedi da je $x \in [-2L_1, 2L_1]$.

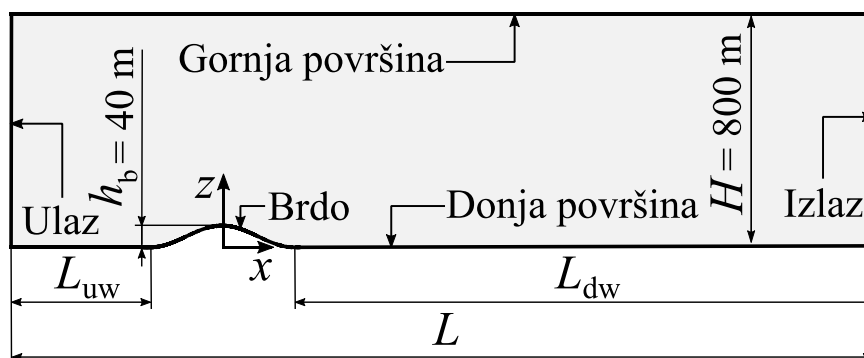


Slika 23. Shematski prikaz korištene geometrije brda jednostavne geometrije i definicija prirasta brzine na vrhu brda.

Računalne simulacije su provedene za brda visine $h_b = 40$ m i tri različita nagiba ($Sl_1 = 0,3$, $Sl_2 = 0,45$ i $Sl_3 = 0,6$), pri čemu je nagib brda Sl općenito definiran kao

$$Sl = \frac{h_b}{2L_1}. \quad (202)$$

Dvodimenzionalna računalna domena korištena za simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda jednostavne geometrije je shematski prikazana na slici 24. Domena je jednake visine ($H = 800$ m) i duljine ($L = 5000$ m) kao što su visina i duljina prazne računalne domene. Pritom duljina domene u području ispred brda L_{uw} (od ulaza u računalnu domenu do pozicije brda) i duljina domene u području iza brda L_{dw} (od pozicije brda do izlaza iz računalne domene) ovise o ukupnoj duljini brda $4L_1$, te su približno jednake $L_{uw} \approx 6L_1$ i $L_{dw} \approx 24L_1$. To je u skladu s preporukama kojima se osigurava da površine računalne domene nemaju značajan utjecaj na aerodinamičke karakteristike strujanja u okolini brda [130].



Slika 24. Shematski prikaz dvodimenzionalne računalne domene korištene za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini iznad brda jednostavne geometrije.

Iznos stupnja začepljenja računalne domene uslijed brda koje je u nju smješteno je 5%, što je manje od maksimalno preporučene vrijednosti 6% koja osigurava da gornja površina računalne domene ne utječe na raspodjelu tlaka u okolini brda i ukupni koeficijent sile otpora brda [147].

Rubni uvjeti korišteni za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda jednostavne geometrije su prikazani u tablici 16. Na ulazu u računalnu domenu su zadani profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$ koji su prethodno generirani tehnikom domene preteče u praznoj računalnoj domeni koristeći proceduru za korigiranje početne vrijednosti dodatne masene sile, dok je na izlazu iz računalne domene korišten Neumannov rubni uvjet za sve veličine (osim za tlak čija je vrijednost na izlaznoj površini računalne domene jednaka nuli). Na donjoj i gornjoj površini računalne domene se koriste jednaki rubni uvjeti koji su korišteni pri simulaciji strujanja u praznoj računalnoj domeni. Površina brda je modelirana kao glatka i kao hrapava, pri čemu je strujanje uz glatku površinu modelirano standardnom zidnom funkcijom [90], a strujanje uz hrapavu površinu zidnom funkcijom koja u obzir uzima hrapavost

površine temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine [50]. Zadani je iznos aerodinamičke duljine hrapavosti površine brda jednak onome na donjoj površini računalne domene ($z_0 = 0,01$ m). Tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz brdo i nepropusnu hrapavu stijenku (donja površina računalne domene) je nula. To je učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenku koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.

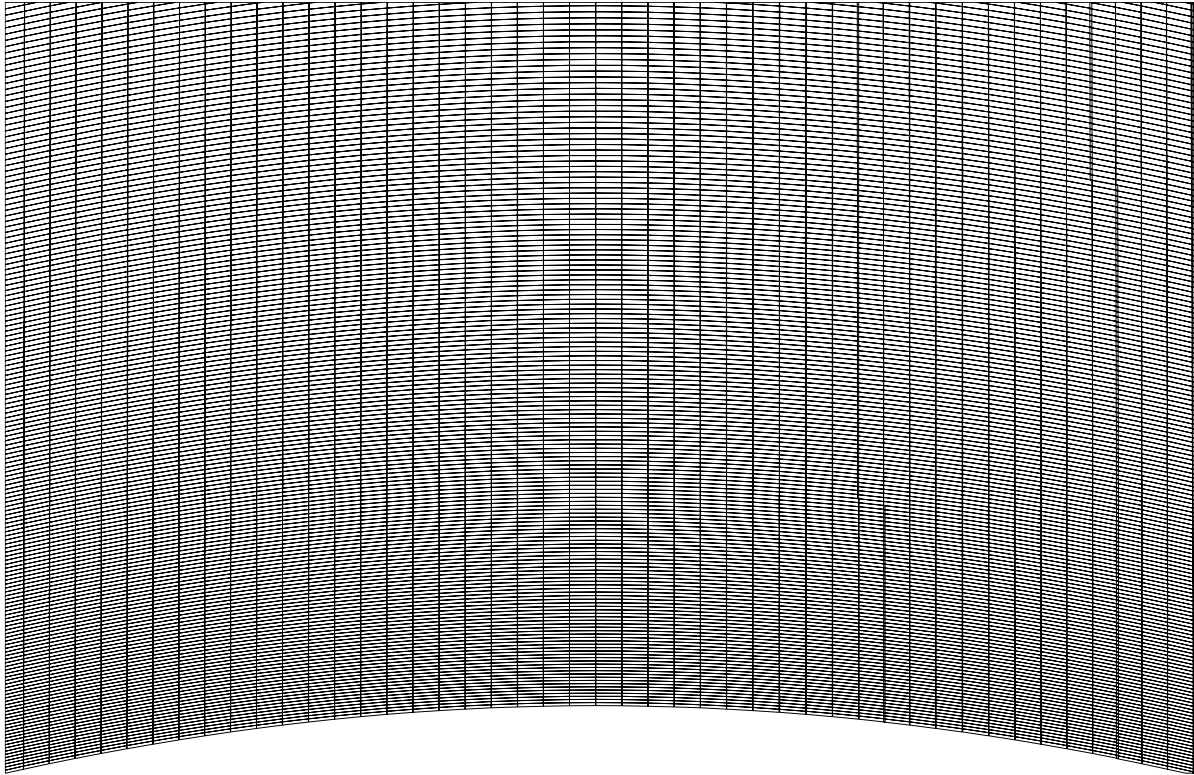
Tablica 16. Rubni uvjeti korišteni za dvodimenzionalnu računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini iznad brda jednostavne geometrije. Pritom \vec{n} predstavlja vektor normale na površinu brda.

Veličina	Donja površina (tlo)	Gornja površina	Ulaz	Izlaz	Brdo glatke površine	Brdo hrapave površine
\bar{u}	$\bar{u} = 0, \bar{w} = 0$	$\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right _{z=H}^{\text{DH}}$	$\bar{u}(z)$	$\frac{d\bar{u}}{dx} = 0$	$\bar{u} = \bar{w} = 0$	$\bar{u} = \bar{w} = 0$
k	$\frac{dk}{dz} = 0$	$k _{z=H}^{\text{DH}}$	$k(z)$	$\frac{dk}{dx} = 0$	$\frac{dk}{dn} = 0$	$\frac{dk}{dn} = 0$
ε	$\varepsilon_c = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z_c + z_0)}$	$\varepsilon = C_\mu \frac{\left(k _{z=H}^{\text{DH}}\right)^2}{v_T _{z=H}}$	$\varepsilon(z)$	$\frac{d\varepsilon}{dx} = 0$	Standardna zidna funkcija [90]	$\varepsilon_c = \frac{u_\tau^3}{\kappa(z_c + z_0)}$
\bar{p}	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dz} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dx} = 0$	$\bar{p} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dn} = 0$	$\frac{d\bar{p}}{dn} = 0$

Mreža konačnih volumena korištena za računalnu simulaciju strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda jednostavne geometrije generirana je koristeći alat *blockMesh* dostupan u računalnom algoritmu OpenFOAM®. Mreža je strukturirana i sastoji se od približno 850 000 konačnih volumena, pri čemu je detalj mreže uz vrh brda prikazan na slici 25. Prethodnim je računalnim simulacijama pokazano kako je mreža s otprilike toliko konačnih volumena dovoljna da bi se prirast brzine strujanja uz vrh brda, te pozicije odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja iza geometrije brda pravilno modelirali [145]. Važno je spomenuti i kako je minimalna udaljenost težišta konačnog volumena od donje površine i površine brda jednaka $z_c = 0,05$ m, što je veća vrijednost od vrijednosti zadane aerodinamičke duljine hrapavosti površine $z_0 = 0,01$ m. To je nužan uvjet kako bi se zidnom funkcijom koja u obzir uzima hrapavost površine strujanje uz površinu nepropusne stijenke pravilno modeliralo [49].

Za rješavanje sustava spregnutih jednažbi je korišten SIMPLE algoritam [123]. Konvektivni i difuzijski članovi su aproksimirani koristeći sheme diskretizacije drugog reda (NVD shema

za konvektivne članove [124] i Gaussova shema za difuzijske članove [125]). Rješenje računalne simulacije se smatra konvergiranom kada reziduali tlaka dosegnu vrijednost 10^{-5} , a svih ostalih veličina 10^{-4} .



Slika 25. Detalj mreže konačnih volumena uz vrh brda na visini $h_b = 40$ m.

Raspodjela prirasta brzine $\Delta\bar{u}(z)$ od vrha brda (na visini $h_b = 40$ m) do vrha računalne domene je određen izrazom

$$\Delta\bar{u}(z) = \frac{\bar{u}(z)}{\bar{u}_0(z)}, \quad (203)$$

gdje je $\bar{u}(z)$ osrednjena brzina izračunata u koordinatnom sustavu x - z kod kojeg se početna koordinata visine $z = 0$ nalazi na poziciji vrha brda, prema slici 23. Osrednjena brzina neporemećene struje zraka $\bar{u}_0(z)$ je mjerena u koordinatnom sustavu x' - z' kod kojeg se početna koordinata visine $z = 0$ nalazi na poziciji donje površine računalne domene ispred brda, također prema slici 23. Brzina $\bar{u}_0(z)$ predstavlja brzinu izračunatu na poziciji ispred površine brda, ali u praznoj računalnoj domeni.

Pozicije bezdimenzijskih točaka odvajanja strujanja SP_x na padini brda (iza vrha brda) i ponovnog nalijeganja strujanja RP_x na donjoj površini računalne domene iza geometrije brda se određuju izrazima

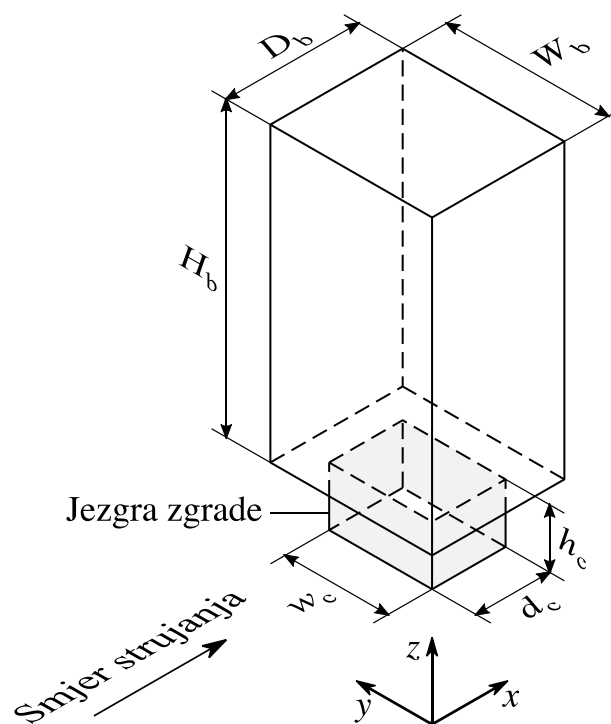
$$SP_x = \frac{x_S}{h_b}, \quad (204)$$

$$RP_x = \frac{x_R}{h_b}. \quad (205)$$

Pritom x_S predstavlja horizontalnu udaljenost od vrha brda do pozicije odvajanja strujanja, a x_R horizontalnu udaljenost od vrha brda do pozicije ponovnog nalijeganja strujanja.

5.3. Procjena udobnosti pješaka uslijed strujanja vjetra oko uzdignute zgrade

Vrlo važan zadatak računalnog vjetroinženjerstva jest procjena udobnosti pješaka u urbanim naseljima [149], [150], [151], [152], [153], [154], [155], [156], [157], [158], [159], gdje se zbog konfiguracije terena (rasporeda zgrada) na određenim pozicijama može pojaviti osjetni prirast brzine strujanja vjetra na malim visinama ($z = 1,5\text{--}2$ m) koje odgovaraju visinama pješaka. Takve pojave posljedično mogu utjecati na udobnost pješaka i sigurnost odvijanja prometa. Osim toga, pametnim se projektiranjem zgrada u urbanom području može osigurati bolja prirodna ventilacija ispušnih plinova koji u velikim gradovima nastaju kao produkt izgaranja motora s unutrašnjim izgaranjem.



Slika 26. Shematski prikaz geometrije uzdignute zgrade. Jezgra uzdignute zgrade osjenčana je sivom bojom dok gornji stambeni dio zgrade nije osjenčan.

Stoga je u zadnjih dvadesetak godina provedeno mnogo istraživanja s ciljem boljeg razumijevanja aerodinamičkih pojava koje dovode do većih prirasta brzine strujanja vjetra u urbanim naseljima, a kako bi se poboljšala sigurnost pješaka, sigurno odvijanje prometa ili pak bolje ventilirao zrak u urbanim naseljima.

U posljednje je vrijeme u velikim gradovima aktualna izgradnja uzdignutih zgrada (engl. *lift-up buildings*) za koje je karakteristično da se sastoje od donjeg dijela (jezgre zgrade) i gornjeg stambenog dijela, prema slici 26. [160], [161], [162], [163]. Pritom jezgra zgrade ima tlocrt manjih dimenzija od gornjeg stambenog dijela zgrade. Takvom izgradnjom se ostvaruje veći prostor pješačkih zona u okolini zgrade čime je moguće ostvariti bolju prirodnu ventilaciju zraka u urbanim područjima, ali se pritom u prostoru između gornjeg dijela zgrade i tla mogu pojaviti visoki prirasti brzine strujanja vjetra koji mogu ozbiljno utjecati na udobnost pješaka koji se kreću tim područjem.

Cilj istraživanja je računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade otkriti postoje li razlike u računalno generiranim raspodjelama polja prirasta osrednjene brzine (na udaljenosti od tla jednakoj $z = 2$ m) dobivenim novim računalnim modelom čije strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini u računalnoj domeni, u usporedbi s rezultatima dobivenim modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Također se analiziraju i pogreške homogenosti strujanja u računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez korištenja dodatne masene sile. To se ostvaruje zadavanjem profila osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije generiranih tehnikom domene preteče i računalnim modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini (korigirana koristeći proceduru uvrštenu u računalni algoritam) na ulaznu površinu računalne domene kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene korigirane dodatne masene sile.

5.3.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$, disipacije kinetičke energije turbulencije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koji se koriste kao ulazni profili u trodimenzionalnu računalnu domenu u kojoj je smješten model uzdignute zgrade, računalno se modeliraju u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene sljednika i tehniku domene preteče. Pritom se koristi nekoliko RANS modela turbulencije, odnosno standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$

i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Dodatni utjecaj neaktivne turbulencije se ne modelira i koriste se standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije prikazane u tablicama 2.–6.

Za potrebe računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a oko modela uzdignute zgrade se koriste karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a koji je eksperimentalno modeliran u praznoj sekciji zračnog tunela [164]. Isto je strujanje kasnije korišteno i za eksperimentalno modeliranje strujanja oko različitih geometrijskih konfiguracija uzdignute zgrade [162]. Mjerilo takvog eksperimentalno modeliranog inženjerskog AGS-a je 1:200, pri čemu je izmjeren iznos modelske referentne brzine na modelskoj referentnoj visini $z_{\text{ref}} = 0,6$ m jednak $\bar{u}_{\text{ref}} = 7,59$ m s⁻¹. Pritom je eksponent zakona potencije izračunat na temelju mjerenja eksperimentalnog profila osrednjene brzine $\alpha = 0,11$.

S obzirom da je cilj ovog istraživanja računalno modeliranje utjecaja karakteristika strujanja tako eksperimentalno modeliranog inženjerskog AGS-a na strujanje u okolini uzdignute zgrade stvarnih dimenzija (ne modelskih kao u slučaju eksperimentalnog modeliranja u zračnom tunelu), na temelju zadanog mjerila 1:200 je generirana dvodimenzionalna računalna domena duljine $L = 1000$ m i visine $H = 400$ m. Pritom je iznos referentne brzine $\bar{u}_{\text{ref}} = 7,59$ m s⁻¹ ciljana vrijednost brzine na visini $z_{\text{ref}} = 120$ m. S obzirom da u rezultatima laboratorijskih mjerenja nije definirana vrijednost korištene modelske aerodinamičke duljine hrapavosti površine z_{0m} , vrijednost aerodinamičke duljine hrapavosti (u stvarnim dimenzijama izračunatim za strujanje AGS-a u prirodi) se određuje izjednačavanjem zakona potencije s logaritamskim zakonom i iznosi $z_0 = 4 \cdot 10^{-3}$ m. Nepoznata vrijednost brzine trenja se određuje na temelju vrijednosti \bar{u}_{ref} i z_{ref} određenih za strujanje računalno modeliranog inženjerskog AGS-a koristeći logaritamski zakon i jednaka je $u_\tau = 0,319$ m s⁻¹.

Mreža konačnih volumena korištena pri računalnom modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni je generirana primjenom alata *blockMesh*. Na temelju analize utjecaja mreže konačnih volumena na dobivene rezultate je generirana mreža koja se sastoji od 400 konačnih volumena u vertikalnom smjeru (udaljenost težišta konačnog volumena od nepropusne stijenke je $z_C = 7,8 \cdot 10^{-2}$ m, što je veća vrijednost od zadanog iznosa aerodinamičke duljine hrapavosti površine $z_0 = 4 \cdot 10^{-3}$ m). U slučaju modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče u horizontalnom je smjeru primijenjeno 15 konačnih volumena, dok se u slučaju primjene tehnike domene sljednika koristi 250 konačnih volumena.

5.3.1.1. Modeliranje strujanja uzrokovano smičnom silom

Pri modeliranju inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila korištenjem tehnike domene sljednika, na ulaznoj površini računalne domene se zadaju profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ prikazani jednadžbama (150) – (152) i (154). Te profile je prethodno potrebno uvrstiti u OpenFOAM[®] algoritam kao *fixedValue* rubne uvjete. Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) se zadaje na izlazu iz računalne domene za sve veličine koje se rješavaju, dok se na donjoj površini koristi zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine. Na gornjoj površini računalne domene se zadaju konstantne vrijednosti osrednjene brzine $\bar{u}(z = H)$, kinetičke energije turbulencije $k(z = H)$ i disipacije $\varepsilon(z = H)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z = H)$, izračunate iz ulaznih profila za visinu računalne domene $z = H$. Na taj način je moguće postići pravilno naprezanje na gornjoj površini računalne domene.

Kada se za modeliranje inženjerskog AGS-a koristi tehnika domene preteče, na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se računaju. Na gornjoj i donjoj površini računalne domene se zadaju rubni uvjeti jednaki onima koji se zadaju kada se koristi tehnika domene sljednika.

5.3.1.2. Modeliranje strujanja uzrokovano silom gradijenta tlaka

Pri modeliranju inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano silom gradijenta tlaka koristeći tehniku domene sljednika, na ulaznoj površini računalne domene se zadaju profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ prikazani jednadžbama (157)–(160). Te profile je stoga prethodno potrebno ugraditi u OpenFOAM[®] kao *fixedValue* rubne uvjete. Na izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet), dok se na donjoj površini računalne domene koristi zidna funkcija koja u obzir uzima hrapavost površine temeljena na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine.

S obzirom da u dobivenim laboratorijskim podacima nisu navedene točne vrijednosti geostrofičke visine h_{ABL} [162], njenu je vrijednost moguće odrediti iz jednadžbe (49) na temelju podatka da bi se modelirani inženjerski AGS u stvarnosti razvio nad gradom Hong Kongom koji se nalazi na $\varphi = 22^\circ$ zemljopisne širine. Iako je visina računalne domene nešto manja od izračunate polovine vrijednosti geostrofičke visine ($h_{ABL}/2 = 486$ m), Neumannov

rubni uvjet je korišten na gornjoj površini računalne domene kao rubni uvjet za osrednjeni

tlak $\left. \frac{d\bar{p}}{dz} \right|_{z=H} = 0$, osrednjenu brzinu $\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_{z=H} = 0$, kinetičku energiju turbulencije $\left. \frac{dk}{dz} \right|_{z=H} = 0$,

disipaciju kinetičke energije turbulencije $\left. \frac{d\varepsilon}{dz} \right|_{z=H} = 0$ ili specifičnu disipaciju kinetičke

energije turbulencije $\left. \frac{d\omega}{dz} \right|_{z=H} = 0$.

Kada se za modeliranje inženjerskog AGS-a koristi tehnika domene preteče, na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se računaju, osim za tlak čija je vrijednost na izlaznoj površini jednaka $\bar{p}_{\text{izlaz}} = 0$. Vrijednost tlaka na ulaznoj površini \bar{p}_{ulaz} se određuje iz jednadžbe (162).

Na gornjoj i donjoj površini računalne domene se zadaju rubni uvjeti jednaki onima koji se zadaju kada se koristi tehnika domene sljednika.

5.3.1.3. Modeliranje strujanja uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini

Kada se strujanje računalno modelira modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, prvo je potrebno koristiti tehniku domene preteče kako bi se generirali profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koji se zadaju kao ulazni profili pri računalnoj simulaciji strujanja u praznoj računalnoj domeni ili u trodimenzionalnoj domeni u kojoj je smješten model uzdignute zgrade. Pritom se na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet), dok se na donjoj površini računalne domene hrapavost modelira koristeći zidnu funkciju temeljenu na aerodinamičkoj duljini hrapavosti površine. Na gornjoj površini računalne domene se zadaje konstantni gradijent brzine $\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_{z=H}$ (*fixedGradient* rubni uvjet), te

konstantne vrijednosti disipacije $\varepsilon(z = H)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z = H)$ (*fixedValue* rubni uvjet) koje se računaju iz izraza (177) i (178).

Pritom je gradijent osrednjene brzine na visini $z = H$ određen deriviranjem zakona potencije

$$\left. \frac{d\bar{u}}{dz} \right|_{z=H} = \alpha \frac{\bar{u}(z=H)}{H} \left(\frac{z}{H} \right)^{\alpha-1}. \quad (206)$$

S obzirom da u dostupnim laboratorijskim mjerenjima nisu dani podatci o raspodjeli kinetičke energije turbulencije u eksperimentalno modeliranom inženjerskom AGS-u [162], ona je određena iz podataka o distribuciji intenziteta turbulencije,

$$k(z) = \frac{3}{2} (I_u(z) \bar{u}(z))^2, \quad (207)$$

gdje je raspodjela intenziteta turbulencije u smjeru strujanja $I_u(z)$ definirana izrazom

$$I_u(z) = 0,05 \left(\frac{z}{z_{\text{ref}}} \right)^{-0,29}. \quad (208)$$

U dostupnim laboratorijskim podacima također nisu dani niti podatci o eksperimentalnoj raspodjeli napreznja [162], stoga je u svrhu izračuna početnog iznosa dodatne masene sile korištena raspodjela napreznja opisana polinomom drugog stupnja [86],

$$\frac{\tau_{zx}(z)}{\rho} = -u_\tau^2 \left(1 - \left(\frac{z}{h_{\text{ABL}}} \right) \right)^2. \quad (209)$$

Tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz nepropusnu hrapavu stijenku (donja površina računalne domene) je jednaka nuli. To je učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenku koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.

Nakon što se generira strujanje inženjerskog AGS-a tehnikom domene preteče, generirani profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ se zadaju na ulaznoj površini prazne dvodimenzionalne računalne domene kada se koristi tehnika domene sljednika. U tom se slučaju na gornjoj i donjoj površini zadaju jednaki rubni uvjeti onima koji su zadani kada se koristi tehnika domene preteče, dok se na izlaznoj površini računalne domene definira Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se rješavaju (osim za tlak čija je vrijednost jednaka nuli). Računalna simulacija strujanja inženjerskog AGS-a koristeći tehniku domene sljednika se provodi korištenjem dodatne masene sile i bez korištenja dodatne masene sile. Na taj način je moguće istražiti utječe li izostanak dodatne masene sile na homogenost strujanja u praznoj računalnoj domeni.

5.3.1.4. Procjena pogrešaka homogenosti strujanja i pogrešaka tehnike generiranja strujanja

Pogreške homogenosti strujanja su određene samo za računalne rezultate dobivene koristeći tehniku domene sljednika, s obzirom da tehnika domene preteče osigurava homogenost strujanja zbog Neumannovog rubnog uvjeta zadanog na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene. Pogreška homogenosti strujanja je analizirana izračunom srednje maksimalne pogreške homogenosti e_{\max} (prema jednadžbi (191)) za osrednjenu brzinu, kinetičku energiju turbulencije i naprezanje, na temelju rezultata dobivenih modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini,

$$e_{\max} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \max(e_i^{\text{uc}}, e_i^{\text{ui}}). \quad (210)$$

Pritom su e_i^{uc} i e_i^{ui} pogreške homogenosti izračunate na mjernim linijama u centru računalne domene i na izlazu iz računalne domene na poziciji i duž koordinate visine z , a N je ukupan broj mjerenih vrijednosti. Vrijednosti pogrešaka homogenosti e_i^{uc} i e_i^{ui} se određuju prema jednadžbi (192) kao

$$e_i^{\text{uc}} = \left| \frac{\phi_i^{\text{centar}} - \phi_i^{\text{ulaz}}}{\phi_i^{\text{ulaz}}} \right| \cdot 100\%, \quad e_i^{\text{ui}} = \left| \frac{\phi_i^{\text{izlaz}} - \phi_i^{\text{ulaz}}}{\phi_i^{\text{ulaz}}} \right| \cdot 100\%, \quad (211)$$

gdje su ϕ_i^{ulaz} vrijednosti izračunate na mjernoj liniji na ulazu u računalnu domenu, ϕ_i^{centar} su vrijednosti izračunate u centru računalne domene, a ϕ_i^{izlaz} vrijednosti su izračunate na izlazu iz računalne domene. Sve se vrijednosti mjere na poziciji i duž koordinate z .

S obzirom da do sada nisu izvedeni ulazni profili koje je potrebno zadati na ulaznoj površini računalne domene kada se koristi tehnika domene sljednika u kombinaciji s RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modelima turbulencije [85], model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka nije korišten za računalno modeliranje eksperimentalnog strujanja koristeći tehniku domene sljednika. Iz tog razloga niti pogreške homogenosti nisu računane za takvo strujanje.

Kako bi se pokazalo postoje li razlike između rezultata generiranih tehnikom domene sljednika i tehnikom domene preteče, definirana je pogreška tehnike generiranja strujanja na temelju izraza (193)

$$e_i^t = \left| \frac{\phi_i^{\text{TDP}} - \phi_i^{\text{TDS}}}{\phi_i^{\text{TDS}}} \right| \cdot 100\% . \quad (212)$$

Pogreške tehnike generiranja strujanja e_i^t izračunate su na temelju vrijednosti osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja dobivenih tehnikom domene sljednika ϕ_i^{TDS} i tehnikom domene preteče ϕ_i^{TDP} , izračunatih na mjernoj liniji u centru računalne domene na poziciji i duž visinske koordinate z . Srednja pogreška tehnike generiranja strujanja se određuje prema jednadžbi (194) kao

$$e_t = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N e_i^t , \quad (213)$$

pri čemu je N ukupan broj vrijednosti izračunatih duž koordinate visine z na mjernoj liniji u centru računalne domene.

Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja se računaju samo za modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka, s obzirom da se strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini modelira koristeći samo tehniku domene preteče. Srednja pogreška tehnike generiranja strujanja se ne računa za model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka kada se koriste RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modeli turbulencije, iz istog razloga iz kojeg se za takva strujanja ne računa pogreška homogenosti strujanja.

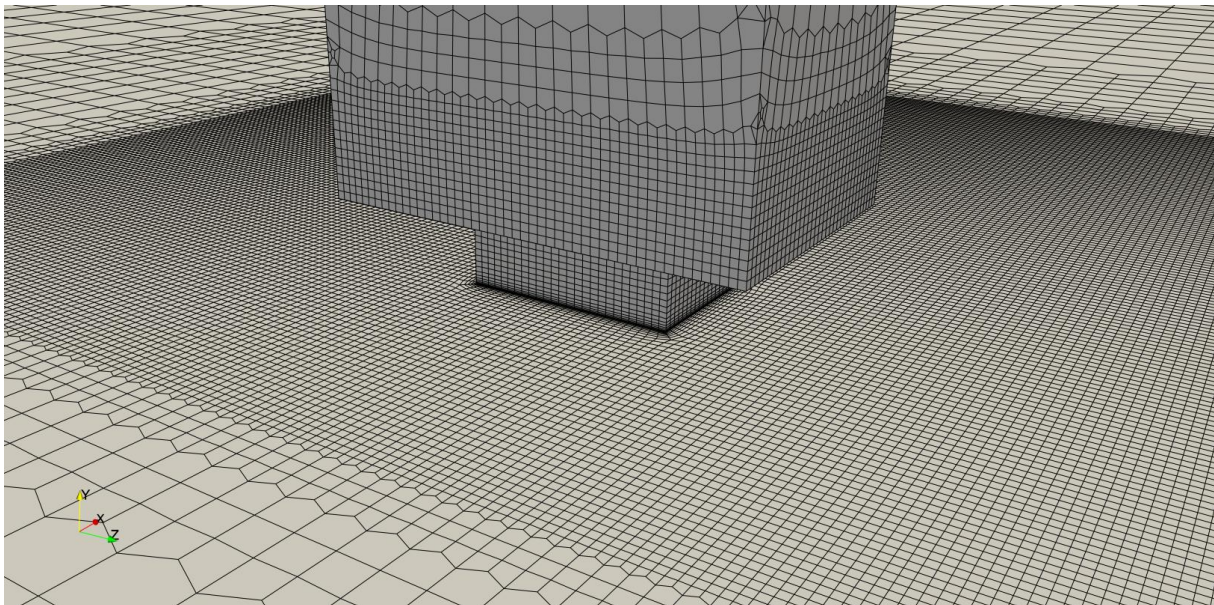
Važno je napomenuti da je za računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni korištena mreža koja u horizontalnom smjeru ima 15 volumena kad se primjenjuje tehnika domene preteče, a 250 volumena kad se primjenjuje tehnika domene sljednika. Raspodjela konačnih volumena u vertikalnom smjeru u tom je slučaju jednaka raspodjeli korištenoj kada se primjenjuje tehnika domene preteče.

5.3.2. Modeliranje strujanja oko uzdignute zgrade

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ generirani tehnikom domene preteče (uz uporabu standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije) koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini, se koriste kao ulazni profili za računalnu simulaciju strujanja oko uzdignute zgrade na visinama koje odgovaraju visinama pješaka. Pritom se ne modelira dodatni utjecaj neaktivne turbulencije, tj.

koriste se standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije dane u tablicama 2.–6. Na taj način je moguće istražiti kakav utjecaj imaju korišteni modeli inženjerskog AGS-a na polja prirasta osrednjene brzine (na udaljenosti od tla jednakoj $z = 2$ m) u okolini uzdignute zgrade.

Iz tog je razloga razvijena trodimenzionalna računalna domena duljine $L = 1120$ m, širine $W = 630$ m i visine $H = 400$ m, u koju je smješten model uzdignute zgrade pravokutnog poprečnog presjeka jezgre koji je shematski prikazan na slici 26. Pritom su širina, debljina i visina jezgre uzdignute zgrade $w_c = 15$ m, $d_c = 10$ m i $h_c = 6$ m, dok su širina, debljina i visina uzdignute zgrade $W_b = 30$ m, $D_b = 20$ m i $H_b = 117$ m. Prednja površina zgrade udaljena je 300 m od ulazne površine računalne domene, dok je stražnja površina zgrade udaljena 800 m od izlazne površine računalne domene. Vrijednost stupnja začepljenja računalne domene iznosi 7,7%, što je u suglasju s preporukama kojima se osigurava da rubni uvjeti na površinama računalne domene nemaju utjecaja na strujanje oko modela zgrade [130].



Slika 27. Detalj mreže konačnih volumena u okolini jezgre uzdignute zgrade.

Na gornjoj i donjoj površini trodimenzionalne računalne domene se koriste isti rubni uvjeti koji se koriste pri računalnoj simulaciji strujanja inženjerskog AGS-a kroz praznu dvodimenzionalnu računalnu domenu (ovisno o tome koji se model inženjerskog AGS-a koristi). Na izlaznoj površini računalne domene se zadaje Neumannov rubni uvjet (*zeroGradient* rubni uvjet) za sve veličine koje se računaju, osim za tlak čija je vrijednost na izlazu jednaka nuli. Model zgrade se tretira kao nepropusna stijenka uz koju se strujanje modelira koristeći standardnu zidnu funkciju [90], dok se bočne površine računalne domene modeliraju rubnim uvjetom simetrije. Tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog

AGS-a oko uzdignute zgrade, zadana vrijednost dodatne masene sile u konačnim volumenima uz nepropusnu hrapavu stijenu (donja površina računalne domene) i uzdignutu zgradu jednaka je nuli. To je učinjeno kako bi se izbjegao utjecaj dodatne sile na modeliranje strujanja uz nepropusnu stijenu koristeći zidnu funkciju koja u obzir uzima hrapavost površine.

Mreža konačnih volumena je generirana primjenom računalnog paketa za automatsko generiranje mreže konačnih volumena cfMesh[®]. Korištena mreža konačnih volumena se sastoji od približno 1 200 000 volumena, a za koju je pokazano da je najgrublja mreža koja omogućuje rezultate neovisne o dodatnom profinjenju mreže. Takva mreža konačnih volumena je u skladu s prethodnim računalnim simulacijama utjecaja vjetra na udobnost pješaka [156]. S obzirom da je cilj računalno modeliranje strujanja u okolini modela uzdignute zgrade na visinama koje odgovaraju visinama pješaka (u ovom slučaju na visini $z = 2$ m), generirana mreža konačnih volumena je finija u okolini jezgre zgrade uz tlo ($z < 20$ m) i grublja na većim visinama ($z > 20$ m), kao što je prikazano na slici 27.

Konvektivni i difuzijski članovi su aproksimirani koristeći metode diskretizacije drugog reda točnosti, gdje je NVD shema [124] korištena za aproksimaciju konvektivnih članova i Gaussova shema drugog reda [125] za aproksimaciju difuzijskih članova. Rješenja računalne simulacije se smatraju konvergiranim kada reziduali za sve veličine dosegnu iznos 10^{-5} , u skladu s dostupnim preporukama za pravilno modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a oko konstrukcija [135].

Utjecaj korištenog modela inženjerskog AGS-a na polje prirasta osrednjene brzine u okolini uzdignute zgrade (na visini $z = 2$ m) analizira se usporedbom dobivenih računalnih maksimalnih vrijednosti prirasta osrednjene brzine s eksperimentalnim podacima [162]. Pritom je maksimalni prirast osrednjene brzine K_{\max} definiran kao [161], [162]

$$K_{\max} = \max(K), \quad (214)$$

gdje je K prirast osrednjene brzine jednak

$$K = 0,5012 \left(\frac{\bar{U}_{x,y,z=2m}}{\bar{U}_{0,x,y,z=2m}} \right). \quad (215)$$

$\bar{U}_{x,y,z=2m}$ je apsolutni iznos osrednjene brzine izračunate na visini $z = 2$ m u okolini uzdignute zgrade u težištima konačnih volumena, a $\bar{U}_{0,x,y,z=2m}$ je apsolutni iznos osrednjene brzine izračunate na istim pozicijama i istoj visini u praznoj računalnoj domeni bez modela zgrade.

Koeficijent iznosa 0,5012 u jednadžbi (215) je posljedica konverzije kojom se omogućuje uspoređivanje računalnih vrijednosti prirasta osrednjene brzine s vrijednostima dobivenim u zračnom tunelu. Naime, u izvornom je obliku prirast osrednjene brzine definiran

$$K = \frac{\bar{U}_{x,y,z=0,01m}}{\bar{U}_{0,x,y,z=200m}|_{\alpha=0,15}}, \quad (216)$$

gdje je $\bar{U}_{x,y,z=0,01m}$ apsolutni iznos osrednjene brzine izmjeren na visini $z = 0,01$ m u okolini uzdignute zgrade u zračnom tunelu, a $\bar{U}_{0,x,y,z=200m}|_{\alpha=0,15}$ je apsolutni iznos osrednjene brzine na visini $z = 200$ m dobiven zakonom potencije s eksponentom $\alpha = 0,15$ koji vrijedi za strujanje nad područjem grada Hong Konga. S obzirom da su laboratorijska mjerenja provedena koristeći zakon potencije s eksponentom $\alpha = 0,11$, potrebno je provesti konverziju iz koje slijedi da se dobiveni prirast osrednjene brzine treba množiti s koeficijentom 0,5012 kako bi se dobivene vrijednosti mogle uspoređivati s vrijednostima izmjerenim u zračnom tunelu [160], [161], [162].

Dobivene računalne vrijednosti maksimalnog prirasta osrednjene brzine K_{\max}^{CFD} se analiziraju uz pomoć pogreške prirasta osrednjene brzine e_k ,

$$e_k = \left| \frac{K_{\max}^{\text{CFD}} - K_{\max}^{\text{exp}}}{K_{\max}^{\text{exp}}} \right| \cdot 100\%, \quad (217)$$

gdje je K_{\max}^{exp} eksperimentalna vrijednost maksimalnog prirasta brzine iznosa 0,96 za konfiguraciju uzdignute zgrade s pravokutnim poprečnim presjekom jezgre [162], dok K_{\max}^{CFD} predstavlja dobivene računalne vrijednosti maksimalnih prirasta osrednjene brzine generiranih koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini (uz primjenu i bez primjene te sile).

6. REZULTATI RAČUNALNIH SIMULACIJA I RASPRAVA

U ovom poglavlju je dan detaljan prikaz i analiza postignutih računalnih rezultata utjecaja novog modela inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini na opterećenje modela zgrade, kao i utjecaja odabira modela inženjerskog AGS-a i odabranog RANS modela turbulencije na raspodjelu opterećenja po površinama modela zgrade.

Detaljno se analiziraju rezultati utjecaja novog modela inženjerskog AGS-a na strujanje vjetra iznad modela brda jednostavne geometrije, pri čemu se poseban naglasak stavlja na to kakav utjecaj modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije ima na karakteristike strujanja u okolini brda kada se koristi standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije.

Također se analiziraju rezultati primjene novog modela inženjerskog AGS-a za računalno modeliranje brzine strujanja u okolini modela uzdignute zgrade. Rezultati dobiveni novim modelom primjenom nekoliko različitih RANS modela turbulencije se uspoređuju s rezultatima dobivenim primjenom već postojećih računalnih modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka.

6.1. Opterećenje zgrade uslijed strujanja vjetra

Rezultati utjecaja dodatne masene sile promjenjive po visini u računalnoj domeni na opterećenje zgrade su dobiveni za slučaj strujanja računalno modeliranog inženjerskog AGS-a oko dva različita modela zgrade jednostavne geometrije oblika kocke.

Cilj prve računalne analize je bio ispitati utjecaj nove matematičke formulacije dodatne masene sile na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade, kao i utjecaj dodatne masene sile na strujanje u okolini modela zgrade. Cilj drugog istraživanja je bio napraviti usporedbu računalnih rezultata dobivenih novim računalnim modelom s rezultatima dobivenim koristeći već postojeće modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Analiza računalnih rezultata strujanja inženjerskog AGS-a je napravljena zasebno za strujanja generirana u praznoj računalnoj domeni i strujanja oko modela zgrade.

6.1.1. Utjecaj dodatne masene sile promjenjive po visini na opterećenje modela zgrade uslijed strujanja vjetra

Kod strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni je važno ispitati homogenost strujanja i relativne pogreške strujanja kako bi se dobiveni računalni rezultati validirali s dostupnim eksperimentalnim podacima. S obzirom da se tijekom računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni početna vrijednost dodatne masene sile korigira procedurom u OpenFOAM[®] algoritmu, važno je ispitati i konvergenciju dodatne masene sile. S ciljem potvrđivanja činjenice da je izračunati pad tlaka u računalnoj domeni zanemariv i da je strujanje u računalno modeliranom inženjerskom AGS-u primarno uzrokovano djelovanjem dodatne masene sile promjenjive po visini, definira se i veličina duljinske mjere gradijenta tlaka.

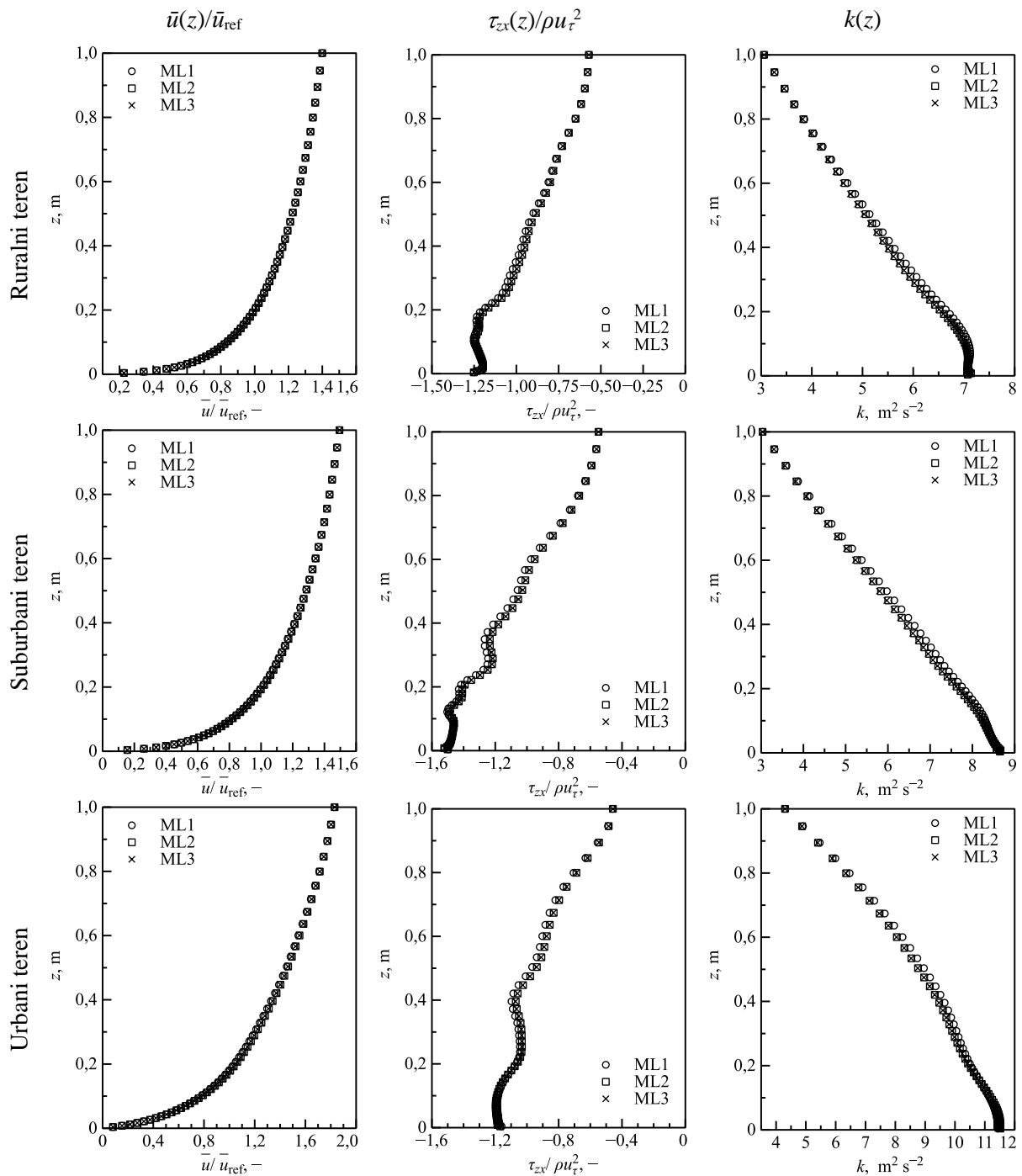
Što se tiče rezultata strujanja novog računalnog modela inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke, važno je pokazati kako dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja ne utječe na opterećenje modela zgrade (na raspodjele koeficijenta tlaka po površinama zgrade), kao ni na strujanje u okolini modela zgrade. To se može ostvariti kvalitativnom usporedbom računalnih raspodjela koeficijenta tlaka dobivenih računalnom simulacijom strujanja uz primjenu i bez primjene dodatne masene sile, te definiranjem dodatnog skalarnog polja kojim je moguće ispitati kakav je utjecaj dodatne masene sile promjenjive po visini (u odnosu na silu gradijenta tlaka) u određenim dijelovima računalne domene.

6.1.1.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

Usporedba bezdimenzijskih profila osrednjene brzine i naprezanja, te dimenzijskih profila kinetičke energije turbulencije (mjerenih duž mjernih linija 1, 2 i 3, prema slici 16.), dobivenih računalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče je prikazana na slici 28. Pritom su maksimalne i srednje relativne pogreške homogenosti strujanja izračunate korištenjem izraza (180) i (181) prikazane u tablici 17.

Dobiveni rezultati ukazuju na činjenicu da je ostvareno strujanje u inženjerskom AGS-u homogeno, s obzirom da je maksimalna pogreška homogenosti izračunata za profile naprezanja (1,43%) kod strujanja iznad ruralnog tipa terena. Razlog zašto su najveće pogreške homogenosti izračunate za naprezanje leži u činjenici da je naprezanje izračunato koristeći

izraz (169), pa stoga uključuje i pogreške homogenosti turbulentne kinematičke viskoznosti i gradijenta brzine. Općenito su najmanje maksimalne pogreške homogenosti strujanja izračunate za profile osrednjene brzine (0,21% za ruralni tip terena, 0,15% za suburban tip terena i 0,19% za urbani tip terena).



Slika 28. Bezdimenzijski profili osrednjene brzine i napreznaja, te dimenzijski profili kinetičke energije turbulencije, dobiveni računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena. Podatci su postignuti duž mjerne linije 1 (ML1), mjerne linije 2 (ML2) i mjerne linije 3 (ML3).

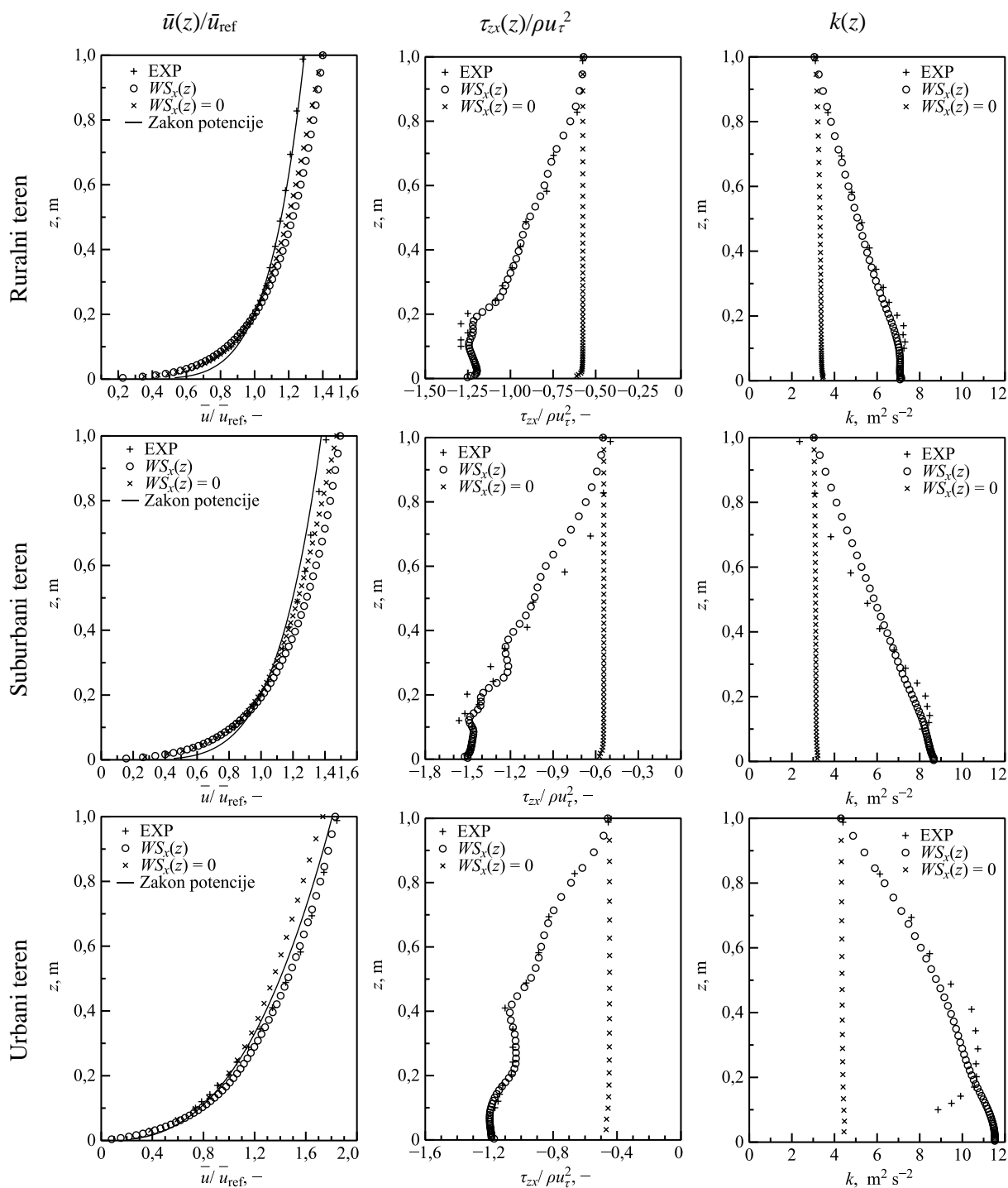
Dobivena strujanja u inženjerskom AGS-u uzrokovana dodatnom masenom silom promjenjivom po visini u računalnoj domeni, generirana iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena koristeći tehniku domene preteče, mogu se smatrati homogenima jer je maksimalna izračunata pogreška manja od 1,5% (maksimalna srednja relativna pogreška ne prelazi 0,6%). Takvi rezultati su očekivani jer je na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene zadan Neumannov rubni uvjet.

Tablica 17. Maksimalne relativne pogreške i srednje relativne pogreške (u zagradama) homogenosti strujanja izračunate za osrednjenu brzinu, naprezanje i kinetičku energiju turbulencije na temelju računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena.

Veličina	Ruralni teren	Suburbani teren	Urbani teren
$\bar{u}(z)/\bar{u}_{\text{ref}}$	0,21 (0,1) %	0,15 (0,1) %	0,19 (0,1) %
$\tau_{zx}(z)/\rho u_{\tau}^2$	1,43 (0,6) %	1,41 (0,6) %	0,57 (0,3) %
$k(z)$	0,72 (0,3) %	0,47 (0,3) %	0,41 (0,2) %

Usporedba profila bezdimenzijske osrednjene brzine i naprezanja, te dimenzijskih profila kinetičke energije turbulencije, dobivenih računalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a korištenjem i bez korištenja dodatne masene sile $WS_x(z)$ uvrštene u jednadžbu količine gibanja, prikazana je na slici 29. u usporedbi s dostupnim eksperimentalnim podacima i profilima zakona potencije. Generirani profili izračunati su modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče, a izračunati su duž mjerne linije 2 (centar računalne domene), prema slici 16. Pritom su maksimalne i srednje relativne pogreške strujanja generirane koristeći dodatnu masenu silu $WS_x(z)$ izračunate u odnosu na dostupne rezultate laboratorijskih mjerenja korištenjem izraza (182) i (183), a prikazane su u tablici 18. Tijekom provedenih računalnih simulacija početne su vrijednosti dodatne masene sile korigirane koristeći proceduru (175).

Općenito su izračunati profili osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije u skladu s prethodnom uočenim karakteristikama strujanja u inženjerskom AGS-u [2], [3], [4]. Naprezanje i intenzitet turbulencije (kinetička energije turbulencije) su najveći u području uz donju površinu računalne domene (uz nepropusnu stijenu), a s porastom visine vrijednosti im opadaju i iščezavaju na visinama koje odgovaraju geostrofičkoj visini.



Slika 29. Profili bezdimenzijske osrednjene brzine i napreznaja, te dimenzijske kinetičke energije turbulencije, dobiveni računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena uz primjenu dodatne masene sile (o) i bez primjene dodatne masene sile (x), izračunati duž mjerne linije 2 u centru računalne domene. Dobiveni rezultati su prikazani u usporedbi s mjerenjima iz zračnog tunela (+) i odgovarajućim profilima zakona potencije (za osrednjenu brzinu).

Razlike između bezdimenzijskih profila osrednjenih brzina izračunatih korištenjem i bez korištenja dodatne masene sile $WS_x(z)$ su male i u skladu s profilima zakona potencije

generiranim za ruralni, suburban i urbani tip terena, prema slici 29. Kada se dodatna masena sila ne koristi ($WS_x(z) = 0$), računalno se modelira strujanje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila. U tom slučaju u ravnoteži su naprezanje koje se zadaje na gornjoj površini računalne domene i naprezanje koje se na donjoj površini modelira zidnom funkcijom koja u obzir uzima hrapavost površine, a posljedično profili osrednjenog naprezanja i kinetičke energije turbulencije ostaju konstantni po visini u računalnoj domeni. Takvim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a nije moguće generirati profile naprezanja i kinetičke energije turbulencije u skladu s eksperimentalnim podacima. S druge strane, opadanje vrijednosti naprezanja i kinetičke energije turbulencije s porastom visine je moguće postići samo korištenjem dodatne masene sile promjenjive po visini, a čija se vrijednost korigira tijekom računalne simulacije procedurom ugrađenom u OpenFOAM[®] algoritam.

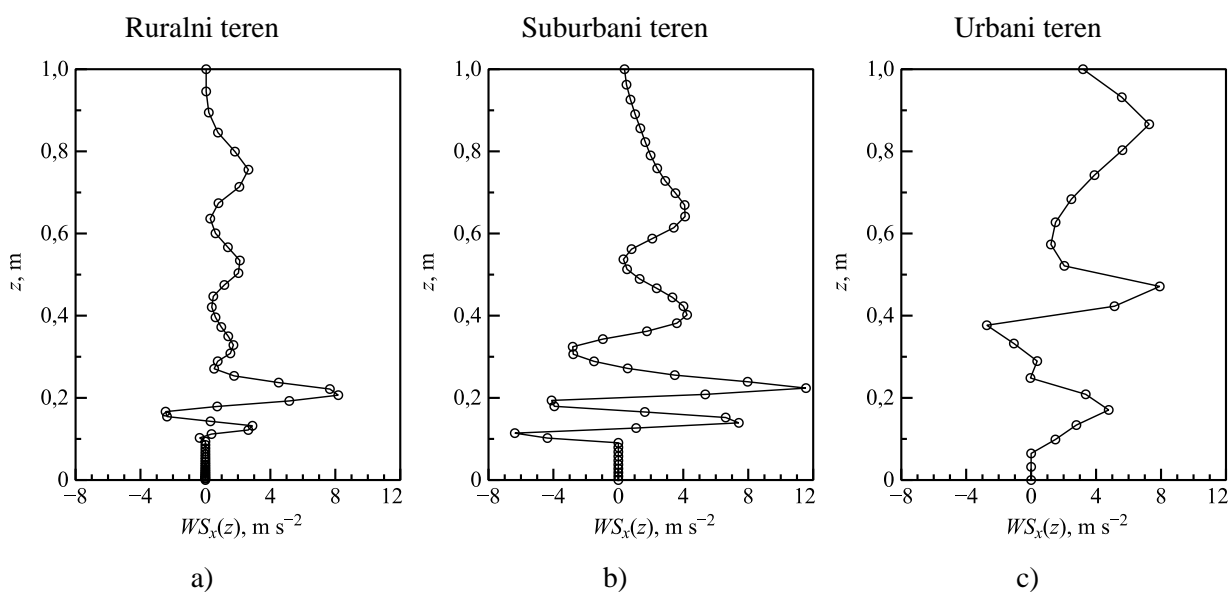
Tablica 18. Maksimalne relativne pogreške i srednje relativne pogreške (u zagradama) izračunate na temelju usporedbe s eksperimentalnim podacima za osrednjenu brzinu, naprezanje i kinetičku energiju turbulenciju, na temelju računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena.

Veličina	Ruralni teren	Suburbani teren	Urbani teren
$\bar{u}(z)/\bar{u}_{\text{ref}}$	8,2 (4,1) %	5,8 (3,0) %	5,6 (2,4) %
$\tau_{zx}(z)/\rho u_{\tau}^2$	4,8 (1,6) %	5,0 (1,9) %	5,8 (2,2) %
$k(z)$	4,5 (1,6) %	5,8 (2,9) %	21,1 (5,6) %

Profile naprezanja i kinetičke energije turbulencije u skladu s eksperimentalnim podacima je moguće ostvariti samo korištenjem dodatne masene sile $WS_x(z)$ tijekom računalne simulacije. U tom slučaju je najbolja podudarnost računalnih rezultata s eksperimentalnim podacima ostvarena za profile osrednjene brzine (maksimalna relativna pogreška strujanja 8,2% za ruralni tip terena) i naprezanja (maksimalna relativna pogreška strujanja 5,8% za urbani tip terena), dok su najveće pogreške ostvarene za profil kinetičke energije turbulencije pri modeliranju strujanja iznad urbanog tipa terena (maksimalna relativna pogreška 21,1%), prema tablici 18. S obzirom da su najveće razlike između računalnih rezultata i eksperimentalnih podataka ostvarene uz donju površinu (nepropusnu stijenu), one su vjerojatno uvjetovane Neumannovim rubnim uvjetom koji se koristi za modeliranje kinetičke energije turbulencije uz nepropusnu stijenu, kao i nemogućnošću modeliranja promjene kinetičke energije turbulencije u tom području domene koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije (zbog toga što je vrijednost konstante modela turbulencije C_{μ} nepromjenjiva).

Iako su maksimalne pogreške kinetičke energije turbulencije za strujanje iznad urbanog tipa terena veće od 20%, novim modelom inženjerskog AGS-a moguće je pravilno računalno modelirati eksperimentalno modelsko strujanje inženjerskog AGS-a. Dokaz za to je činjenica da je izračunata maksimalna relativna pogreška strujanja manja od 9% za sve profile (osim profila kinetičke energije turbulencije kod urbanog tipa terena), dok kod svih razmatranih profila najveća srednja relativna pogreška strujanja ne prelazi 6%.

Profili dodatne masene sile izračunati korekcijskom procedurom (175) prilikom računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena su prikazani na slici 30. Početna vrijednost dodatne masene sile se računa derivacijom eksperimentalnih vrijednosti naprežanja, prikazanih na slici 29., koristeći izraz (170), a korigirane vrijednosti dodatne masene sile nemaju jasan funkcijskih oblik. Izračunate raspodjele dodatne masene sile su posljedica derivacije eksperimentalnih vrijednosti naprežanja interpoliranih kubičnim polinomom. Izračunati profili osrednjene brzine, naprežanja i kinetičke energije turbulencije potvrđuju kako je samo korigiranim vrijednostima dodatne masene sile moguće u potpunosti računalno reproducirati eksperimentalna mjerenja.

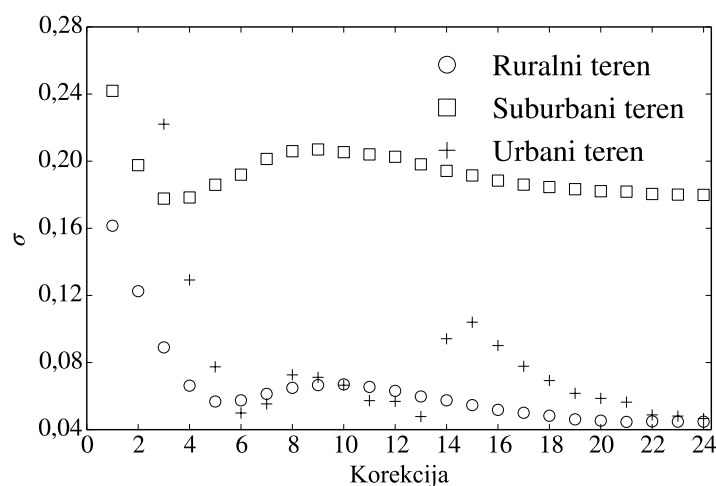


Slika 30. Profili dodatne masene sile $WS_x(z)$ izračunati tijekom računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad a) ruralnog, b) suburbanog i c) urbanog tipa terena uz korištenje procedure ugrađene u računalni algoritam.

Na slici 31. su prikazane vrijednosti srednjih kvadratnih odstupanja izračunatih naprežanja od izmjerenih naprežanja određenih izrazom (184) za ruralni, suburban i urbani tip terena. Tijekom računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad sva tri tipa terena dodatna masena sila je korigirana 24 puta. Sa slike 31. je jasno kako za sva tri tipa terena

vrijednosti srednjih kvadratnih odstupanja izračunatih naprezanja od izmjerenih naprezanja konvergiraju u konačnu vrijednost, a posljedično i vrijednosti dodatne masene sile konvergiraju u konačne vrijednosti. Te konačne vrijednosti srednjih kvadratnih odstupanja izračunatih naprezanja od eksperimentalnih naprezanja pokazuju kako se konačne vrijednosti dodatne masene sile promjenjive po visini mogu smatrati konvergiranim.

Kako bi se ispitalo ima li gradijent tlaka koji se javlja u računalnoj domeni prilikom simulacije strujanja inženjerskog AGS-a korištenjem dodatne masene sile promjenjive po visini značajan utjecaj na strujanje, na temelju izračunatih vrijednosti gradijenata tlaka za svaki tip terena je izračunata vrijednost duljinske mjere gradijenta tlaka koristeći izraz (185). Pritom je apsolutna vrijednost gradijenta tlaka izračunata na temelju srednjih vrijednosti tlaka na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene koristeći izraz (161).



Slika 31. Srednja kvadratna odstupanja izračunatih naprezanja od izmjerenih naprezanja σ izračunata iz rezultata računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad ruralnog, suburbanog i urbanog terena.

Izračunate vrijednosti gradijenta tlaka i duljinskih mjera gradijenta tlaka su prikazane u tablici 19. Na temelju dobivenih vrijednosti duljinskih mjera gradijenta tlaka za sva tri tipa terena se može zaključiti kako je najmanji utjecaj sile gradijenta tlaka na strujanje inženjerskog AGS-a iznad ruralnog tipa terena (najveća vrijednost duljinske mjere gradijenta tlaka), dok je najveći utjecaj na strujanje iznad urbanog tipa terena (najmanja vrijednost duljinske mjere gradijenta tlaka). S obzirom da je vrijednost duljinske mjere gradijenta tlaka kod strujanja iznad sva tri tipa terena veća za minimalno jedan red veličine od karakteristične duljinske mjere modeliranog AGS-a (visina računalne domene $H = 1$ m), utjecaj sile gradijenta tlaka na modelirana strujanja se može smatrati zanemarivo malima u usporedbi s utjecajem koji ima korigirana dodatna masena sila promjenjiva po visini [126].

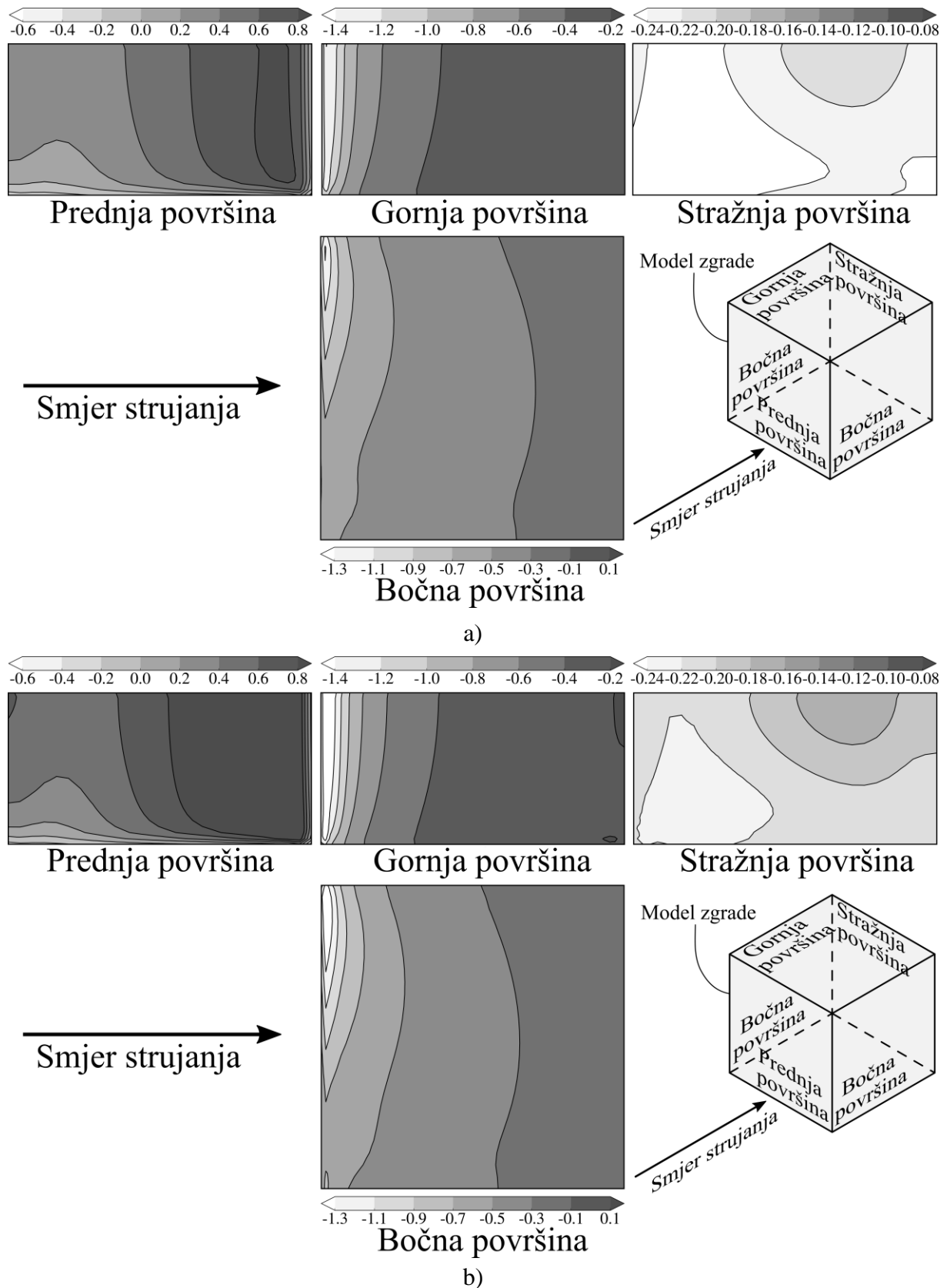
Tablica 19. Vrijednosti gradijenta tlaka i duljinske mjere gradijenta tlaka izračunate za strujanje u inženjerskom AGS-u iznad ruralnog, suburbanog i urbanog tipa terena.

Veličina	Ruralni teren	Suburbani teren	Urbani teren
Gradijent tlaka, Pa m ⁻¹	1,36·10 ⁻²	5,1·10 ⁻²	0,26
Duljinska mjera gradijenta tlaka δ_p , m	113	37	10

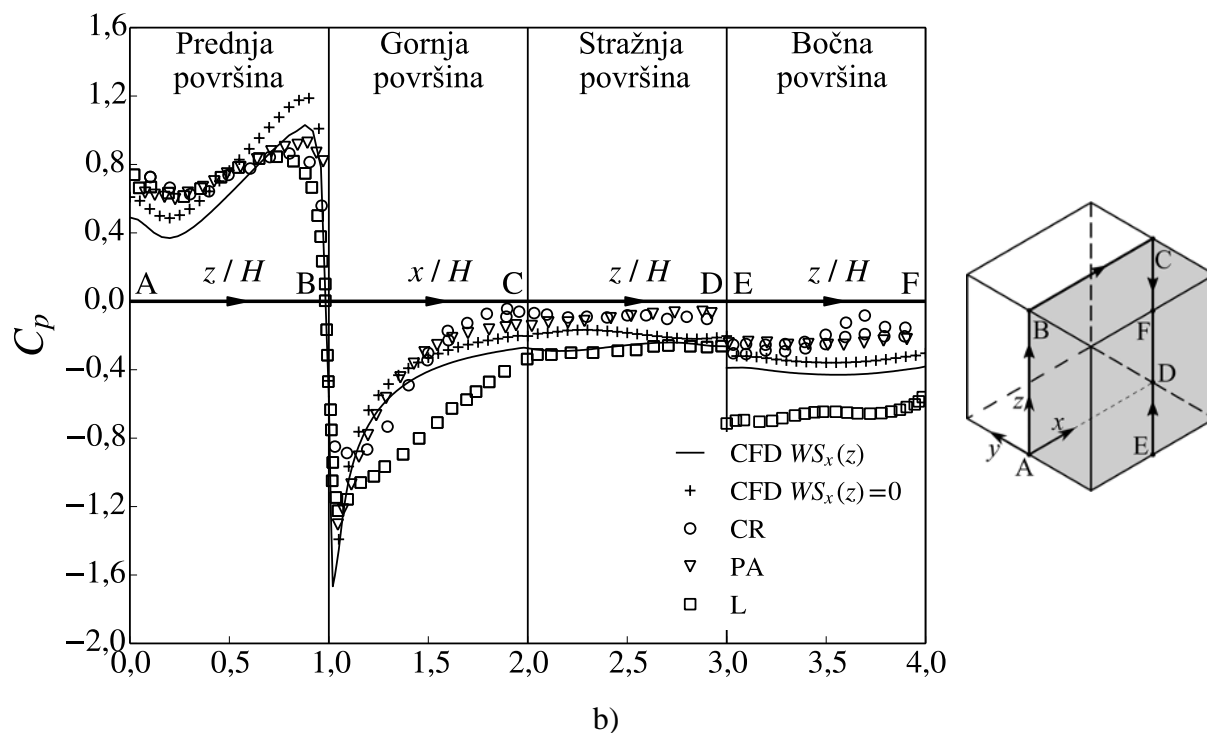
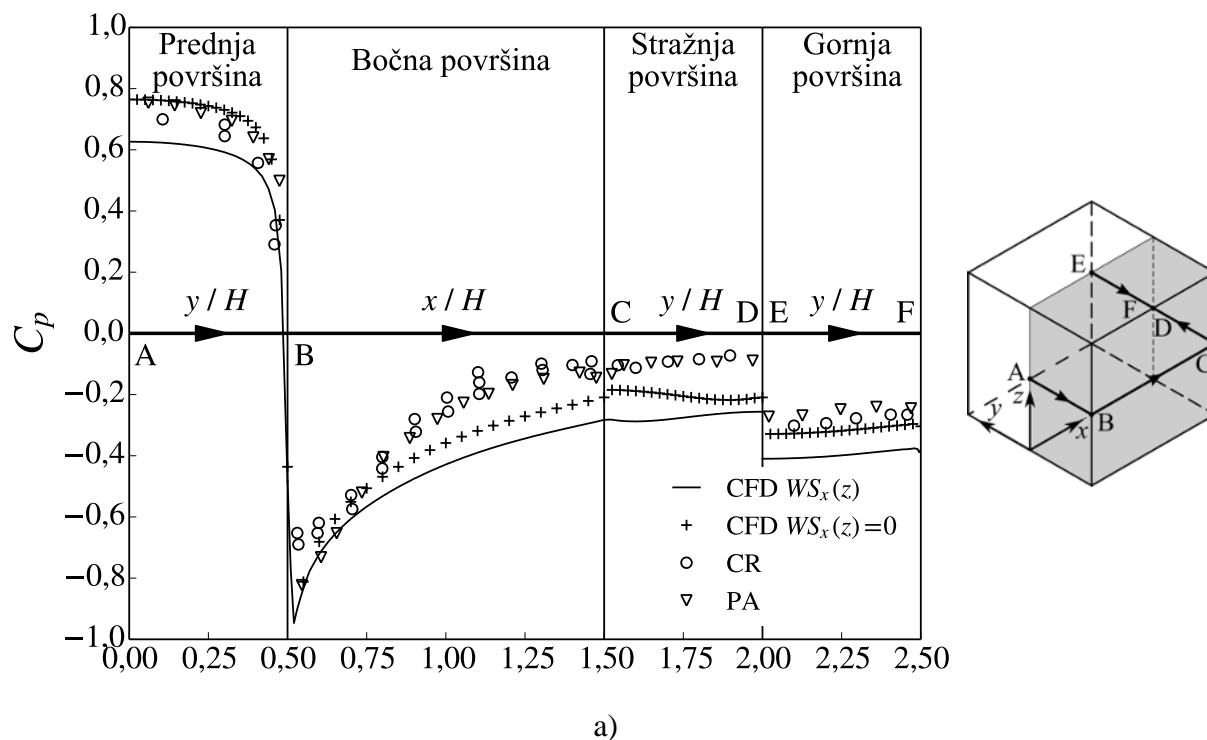
6.1.1.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade

Kako bi se istražio utjecaj novog računalnog modela i dodatne masene sile promjenjive po visini na opterećenje modela zgrade (na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade) i na strujanje u okolini zgrade, provedena je simulacija strujanja suburbanog inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke. Pritom su kao ulazni profili u trodimenzionalnu računalnu domenu korišteni profili inženjerskog AGS-a prethodno generirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni uz primjenu dodatne masene sile $WS_x(z)$ i bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$).

Raspodjele polja koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade izračunate uz primjenu i bez primjene dodatne masene sile su prikazane na slici 32., dok su linijske raspodjele koeficijenta tlaka (horizontalne i vertikalne) prikazane na slici 33. Dobiveni rezultati ukazuju na činjenicu da je novim računalnim modelom moguće generirati sve karakteristične uzorke opterećenja zgrade (u usporedbi s dostupnim eksperimentalnim podacima i računalnim rezultatima [127], [128], [129]) poput točke zastoja (najveće pozitivne vrijednosti koeficijenta tlaka) na gornjem dijelu prednje površine modela zgrade, dok se na početku gornje površine i na gornjem dijelu bočne površine zgrade javlja nagli pad tlaka (izrazito negativne vrijednosti koeficijenta tlaka) zbog pojave odvajanja strujanja. Uslijed ponovnog nalijeganja strujanja, nizvodno na gornjoj i bočnoj površini modela zgrade dolazi do porasta vrijednosti koeficijenta tlaka, dok je na stražnjoj površini zgrade tlak gotovo konstantan zbog pojave vrtložne zone u području iza modela zgrade uslijed odvajanja strujanja.



Slika 32. Raspodjele polja koeficijenta tlaka C_p po površinama modela zgrade dobivene: a) uz primjenu dodatne masene sile $WS_x(z)$ i b) bez primjene dodatne masene sile $WS_x(z) = 0$.



Slika 33. Linijske raspodjele koeficijenta tlaka C_p izračunate po površinama modela zgrade dobivene uz primjenu dodatne masene sile ($WS_x(z)$) i bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$), u usporedbi s dostupnim eksperimentalnim podacima (CR [127], PA [128]) i računalnim rezultatima (L [129]): a) horizontalna raspodjela, b) vertikalna raspodjela.

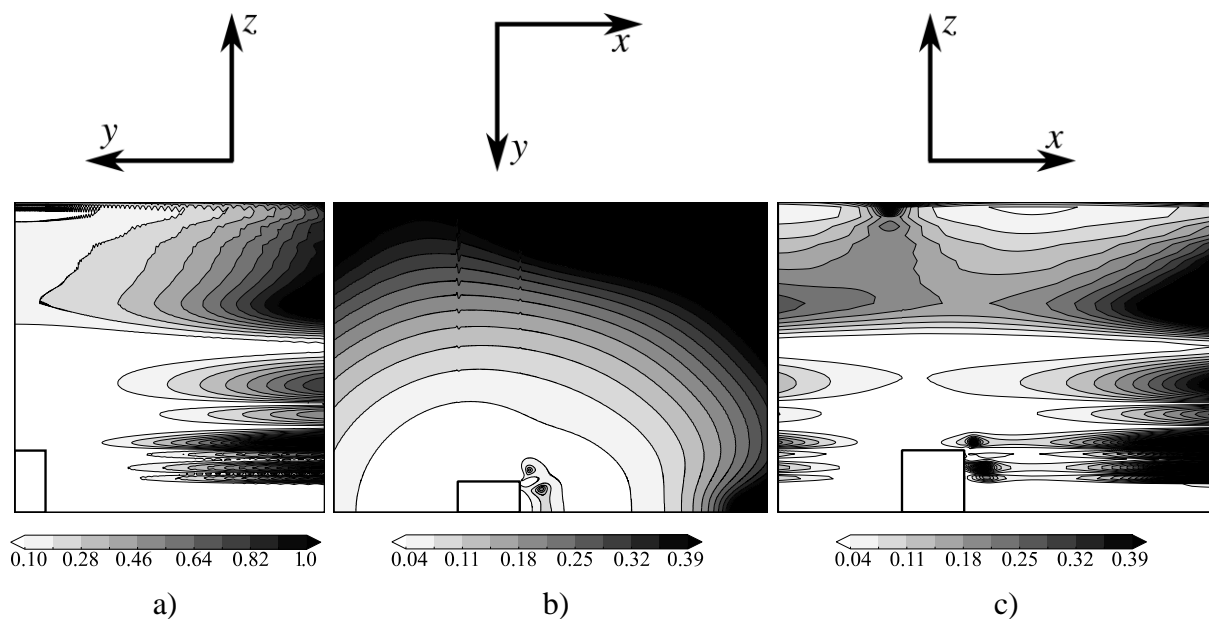
Dobivene raspodjele koeficijenta tlaka pokazuju kako se računalnom simulacijom strujanja bez korištenja dodatne masene sile generiraju osjetno veće vrijednosti zaustavnog tlaka na

prednjoj površini modela zgrade nego što je to slučaj kada se simulira strujanje uz korištenje dodatne masene sile. Osim većih vrijednosti zaustavnog tlaka, u tom se slučaju može uočiti i brži oporavak tlaka na bočnoj površini modela zgrade uslijed bržeg nalijeganja strujanja, kao i veće vrijednosti koeficijenta tlaka na stražnjoj i gornjoj površini zgrade. Razlog takvim razlikama u raspodjeli koeficijenta tlaka leži u činjenici da su vrijednosti kinetičke energije turbulencije generirane uz donju površinu računalne domene bez primjene dodatne masene sile i do tri puta manje od onih generiranih primjenom dodatne masene sile, prema slici 29. Također je važno napomenuti kako su vrijednosti osrednjene brzine generirane računalnom simulacijom bez primjene dodatne masene sile manje od onih koje se generiraju primjenom dodatne masene sile, tj. Reynoldsov broj strujanja oko modela zgrade ostvarenog bez primjene dodatne masene sile je manji od Reynoldsovog broja strujanja ostvarenog uz primjenu dodatne masene sile. Shodno tome, dobivene rezultate je teško kvantitativno uspoređivati međusobno i s dostupnim eksperimentalnim podacima i računalnim rezultatima koji su također generirani za različite vrijednosti Reynoldsovog broja.

U vertikalnoj raspodjeli koeficijenta tlaka po prednjoj površini modela zgrade prikazanoj na slici 33. se mogu uočiti visoke vršne vrijednosti zaustavnog koeficijenta tlaka u području uz gornji brid prednje površine modela zgrade. Prethodne su računalne simulacije opterećenja konstrukcija uslijed strujanja inženjerskog AGS-a modeliranog RANS modelima turbulencije pokazale kako se takve visoke vrijednosti zaustavnog tlaka javljaju uslijed anomalije zaustavnog tlaka uzrokovane turbulentnom viskoznošću (engl. *eddy viscosity stagnation pressure anomaly*) [56]. Naime, modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a koristeći RANS modele turbulencije dovodi do pojave povišenih vrijednosti turbulentne viskoznosti, što se događa uslijed toga što u vjetroinženjerstvu vrijednosti kinetičke energije turbulencije k i koordinate z mogu biti jako velike (reda veličine nekoliko stotina metara) [56]. Takve visoke vrijednosti turbulentne viskoznosti mogu dovesti i do nekoliko redova veličine manje vrijednosti efektivnog Reynoldsovog broja Re_{eff} (Reynoldsov broj koji u obzir uzima efektivnu viskoznost ν_{eff} koja predstavlja sumu kinematičke viskoznosti ν i turbulentne kinematičke viskoznosti ν_T) strujanja, što može dovesti do toga da karakteristike strujanja oko konstrukcije budu sličnije laminarnom (pa čak i Stokesovom strujanju) nego karakteristikama turbulentnog strujanja pri visokim vrijednostima Reynoldsovih brojeva. Tako je za slučaj strujanja inženjerskog AGS-a iznad suburbanog tipa terena izračunata vrijednost turbulentne kinematičke viskoznosti na visini $z = 0,2$ m (a koja odgovara visini modela zgrade) jednaka $\nu_T = 0,089 \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, što je nekoliko redova veličine veća vrijednost od zadane kinematičke

viskoznosti zraka $\nu = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$. Pritom je iznos Reynoldsovog broja definiranog s obzirom na visinu zgrade $h = 0,2 \text{ m}$ i osrednjene brzine na visini zgrade $\bar{u}(z = h) = 13,68 \text{ m s}^{-1}$ jednak $Re = 181\,000$, dok je iznos efektivnog Reynoldsovog broja nekoliko redova veličine manji i jednak $Re_{\text{eff}} = 31$.

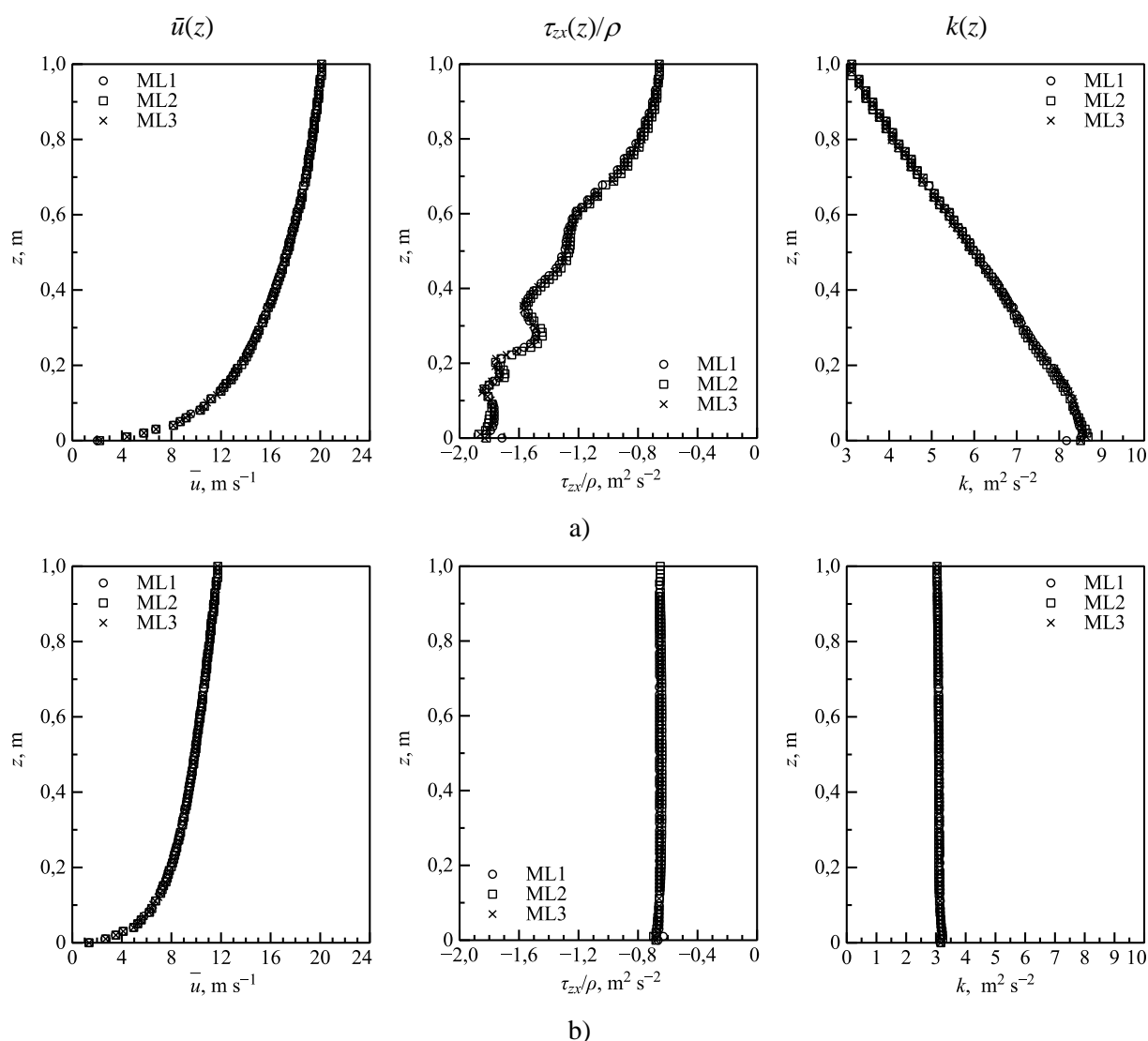
Prijašnja su istraživanja pokazala kako u uvjetima strujanja pri niskim vrijednostima Reynoldsovih brojeva ukupni tlak u zaustavnoj točki može poprimiti veće vrijednosti nego što je to slučaj kod strujanja pri većim vrijednostima Reynoldsovih brojeva [136], pa tako i uslijed niskih vrijednosti efektivnog Reynoldsovog broja u modeliranom turbulentnom strujanju može doći do pojave puno većih vrijednosti zaustavnog tlaka nego što je to utvrđeno laboratorijskim mjerenjima. Takve pojave su karakteristične za sve RANS modele turbulencije temeljene na izračunu turbulentne viskoznosti. Jedno od rješenja tog problema je korištenje modela turbulencije temeljenih na transportu Reynoldsovog napreznja [68] gdje se ne javlja anomalija zaustavnog tlaka uzrokovana turbulentnom viskoznošću.



Slika 34. Skalarno polje ψ izračunato u okolini modela zgrade u ravninama a) y - z ($x = 1,1 \text{ m}$), b) x - y ($z = 0,1 \text{ m}$) i c) x - z ($y = -0,1 \text{ m}$) iz rezultata strujanja suburbanog tipa inženjerskog AGS-a oko modela zgrade.

S ciljem ispitivanja utjecaja dodatne masene sile na strujanje inženjerskog AGS-a oko modela zgrade, izrazom (187) je definirano novo skalarno polje ψ koje predstavlja omjer apsolutnog iznosa dodatne masene sile i apsolutnog iznosa sile gradijenta tlaka. Vrijednosti skalarnog polja su prikazane u području u blizini modela zgrade i to: slika 34a) u ravnini y - z ($x = 1,1 \text{ m}$, vertikalna ravnina koja prolazi sredinom modela), slika 34b) u ravnini x - y

($z = 0,1$ m, horizontalna ravnina koja prolazi sredinom modela) i slika 34c) u ravnini $x-z$ ($y = -0,1$ m, vertikalna ravnina koja prolazi bočnom površinom modela).



Slika 35. Usporedba profila osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, naprezanja $\tau_{zx}(z)$ i kinetičke energije turbulencije $k(z)$ izračunatih na bočnoj površini računalne domene ($y = -1,1$ m), na tri različite pozicije u računalnoj domeni ($x = 0$ m – Mjerna linija 1, $x = 1,1$ m – Mjerna linija 2 i $x = 4,2$ m – Mjerna linija 3): a) rezultati dobiveni koristeći dodatnu masenu silu $WS_x(z)$ i b) rezultati dobiveni bez dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$) koji odgovaraju rezultatima koji bi se dobili korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila.

Iz dobivenih rezultata prikazanih na slici 34. se može vidjeti kako su vrijednosti skalarnog polja ψ najveće (najtamnije konture na slici 34.) u području podalje od modela zgrade u blizini površina računalne domene. To je i očekivano, s obzirom da su u tom dijelu računalne domene vrijednosti gradijenta tlaka puno manje od vrijednosti dodatne masene sile. S druge pak strane, najmanje vrijednosti (najsjetlije konture na slici 34.) skalarnog polja ψ su izračunate u području u blizini modela zgrade gdje su vrijednosti sile gradijenta tlaka bitno

veće od vrijednosti dodatne masene sile. Također se na slici 34. može vidjeti i kako u okolini modela zgrade postoje mala područja većih vrijednosti skalarnog polja ω , prvenstveno u području iza modela zgrade gdje dolazi do odvajanja strujanja i pada vrijednosti gradijenta tlaka.

Kako bi se potvrdilo da je utjecaj sile gradijenta tlaka podalje od modela zgrade (u blizini površina računalne domene) zanemariv u usporedbi s utjecajem dodatne masene sile, duž mjernih linija 1, 2 i 3 (prema slici 20.) su na bočnoj površini računalne domene ($y = -1,1$ m) izračunati profili osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije. Izračunate vrijednosti su uspoređene s vrijednostima osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije dobivenima računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a bez korištenja dodatne masene sile.

Na temelju dobivenih rezultata se može zaključiti kako podalje od modela zgrade (u području uz rubne površine računalne domene) dodatna masena sila promjenjiva po visini omogućuje održavanje profila osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije zadanih na ulaznoj površini, duž cijele računalne domene. Pritom izračunate pogreške homogenosti nisu veće od 3%. Iste su pogreške homogenosti ostvarene za strujanje inženjerskog AGS-a bez primjene dodatne masene sile, s obzirom da ulazni profili generirani tehnikom domene preteče s Neumannovim rubnim uvjetom zadanim na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene osiguravaju homogenost strujanja kada se koristi tehnika domene sljednika. Međutim, valja ponovno napomenuti kako bez primjene dodatne masene sile tijekom računalnih simulacija koristeći tehniku domene preteče nije moguće ostvariti profile osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije u skladu s eksperimentalnim podacima. Takvim se računalnim simulacijama generira strujanje inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila, a posljedično raspodjele kinetičke energije turbulencije i naprezanja ostaju konstantne s porastom visine.

6.1.2. Utjecaj vrste računalnog modela inženjerskog atmosferskog graničnog sloja i odabranog RANS modela turbulencije na opterećenje modela zgrade

Kako bi se usporedili rezultati opterećenja modela zgrade (raspodjele koeficijenta tlaka i vrijednosti koeficijenta sile otpora) dobiveni novim modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini s rezultatima dobivenim primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka, računalno je modelirano strujanje inženjerskog AGS-a oko modela zgrade

oblika kocke koristeći sva tri modela inženjerskog AGS-a. Dodatno je napravljena i računalna simulacija opterećenja zgrade bez primjene dodatne masene sile, s ciljem utvrđivanja utjecaja dodatne masene sile promjenjive po visini na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama modela zgrade. Sve su računalne simulacije provedene koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije.

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koji se koriste kao ulazni profili pri računalnom modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade, prethodno su generirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST modele turbulencije. Osim primjenom tehnike domene preteče, računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni su provedene i primjenom tehnike domene sljednika. Cilj je usporedbom rezultata dobivenih tehnikom domene preteče i tehnikom domene sljednika odrediti je li moguće korištenjem tehnike domene preteče generirati raspodjele osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije u skladu s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela. Naime, tehnika domene preteče (za razliku od tehnike domene sljednika) ne zahtijeva dodatnu ugradnju rubnih uvjeta u korištenom računalnom algoritmu.

Provedena je i analiza homogenosti strujanja u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni primjenom tehnike domene sljednika bez dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$), a kada se kao ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koriste profili generirani primjenom tehnike domene preteče koristeći dodatnu masenu silu čija se vrijednost korigira tijekom računalne simulacije. Potvrđivanje homogenosti takvog strujanja je važan preduvjet za računalnu simulaciju opterećenja modela zgrade bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$), a kada se na ulazu u trodimenzionalnu računalnu domenu koriste profili generirani tehnikom domene preteče uz primjenu korigiranih vrijednosti dodatne masene sile.

6.1.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

Homogenost strujanja (profila osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije) u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni i utjecaj korištene tehnike generiranja strujanja na izračunate profile osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije

su određeni izračunom maksimalnih srednjih pogrešaka homogenosti strujanja definiranih izrazom (191) i srednjih pogrešaka tehnike generiranja strujanja definiranih izrazom (194).

Tablica 20. Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja (u postotcima) izračunate za strujanja ostvarena koristeći tehniku domene sljednika i primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila promjenjiva po visini (BFD $WS_x(z)$ i BFD $WS_x(z) = 0$).

	SSD		PD		BFD $WS_x(z)$		BFD $WS_x(z) = 0$	
	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$
STD $k-\varepsilon$	0,19	0,53	1,1	2,54	0,26	0,8	0,76	3,57
RNG $k-\varepsilon$	0,36	2,35			0,38	1,22	0,76	3,13
Realizable $k-\varepsilon$	0,32	3,02			0,14	0,85	0,7	3,74
Wilcoxov $k-\omega$	0,34	3,17	1,13	2,51	0,33	1,12	0,7	3,16
Menterov $k-\omega$ SST	0,33	3,14	1,08	1,78	0,05	0,59	0,84	2,94

Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja su određene samo za strujanja izračunata primjenom tehnike domene sljednika (s obzirom da tehnika domene preteče osigurava homogenost strujanja zbog primjene Neumannovog rubnog uvjeta na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene), a nisu određene za slučaj strujanja generiranog primjenom računalnog modela u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka, u kombinaciji s RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modelima turbulencije. Razlog je taj što za spomenuti model inženjerskog AGS-a i modele turbulencije do sada nisu izvedeni ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$. Maksimalne pogreške homogenosti strujanja su prikazane u tablici 20.

Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja su prikazane u tablici 21. Pogreške nisu određene za slučaj proračuna strujanja modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka koristeći RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modele turbulencije, iz istih razloga iz kojih za navedene slučajeve nisu izračunate pogreške homogenosti strujanja.

Tablica 21. Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja (u postocima) modeliranih primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD) i sila gradijenta tlaka (PD).

	SSD			PD		
	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$
STD $k-\varepsilon$	0,12	0,34	0,62	1,42	3,56	4,32
RNG $k-\varepsilon$	0,27	4,1	5,24			
<i>Realizable</i> $k-\varepsilon$	0,95	1,95	3,31			
Wilcoxov $k-\omega$	0,24	2,38	3,12	0,72	0,58	2,17
Menterov $k-\omega$ SST	0,32	1,88	2,98	0,52	3,0	3,5

Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja dobivene primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila ne prelaze 7%, što ukazuje na to da su generirana strujanja homogena bez obzira na to koji je model turbulencije korišten. Općenito su najveće pogreške homogenosti strujanja izračunate za profile naprezanja i za strujanje inženjerskog AGS-a bez primjene dodatne masene sile (slučaj BFD $WS_x(z) = 0$). Razlog tome je što profili naprezanja sadrže pogreške homogenosti turbulentne kinematičke viskoznosti i gradijenta brzine, te što su profili generirani tehnikom domene preteče i uz primjenu korigirane dodatne masene sile promjenjive po visini zadani na ulaznoj površini računalne domene kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile. Uslijed nepostojanja dodatne masene sile ti se profili uzduž računalne domene ipak podešavaju i mijenjaju, ali u prihvatljivim granicama.

S druge pak strane, očekivano najmanje pogreške homogenosti strujanja su izračunate iz rezultata strujanja generiranog uz primjenu dodatne masene sile, a pri čemu je dodatna masena sila također korištena tijekom računalne simulacije strujanja tehnikom domene sljednika (slučaj BFD $WS_x(z)$). Što se tiče modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja

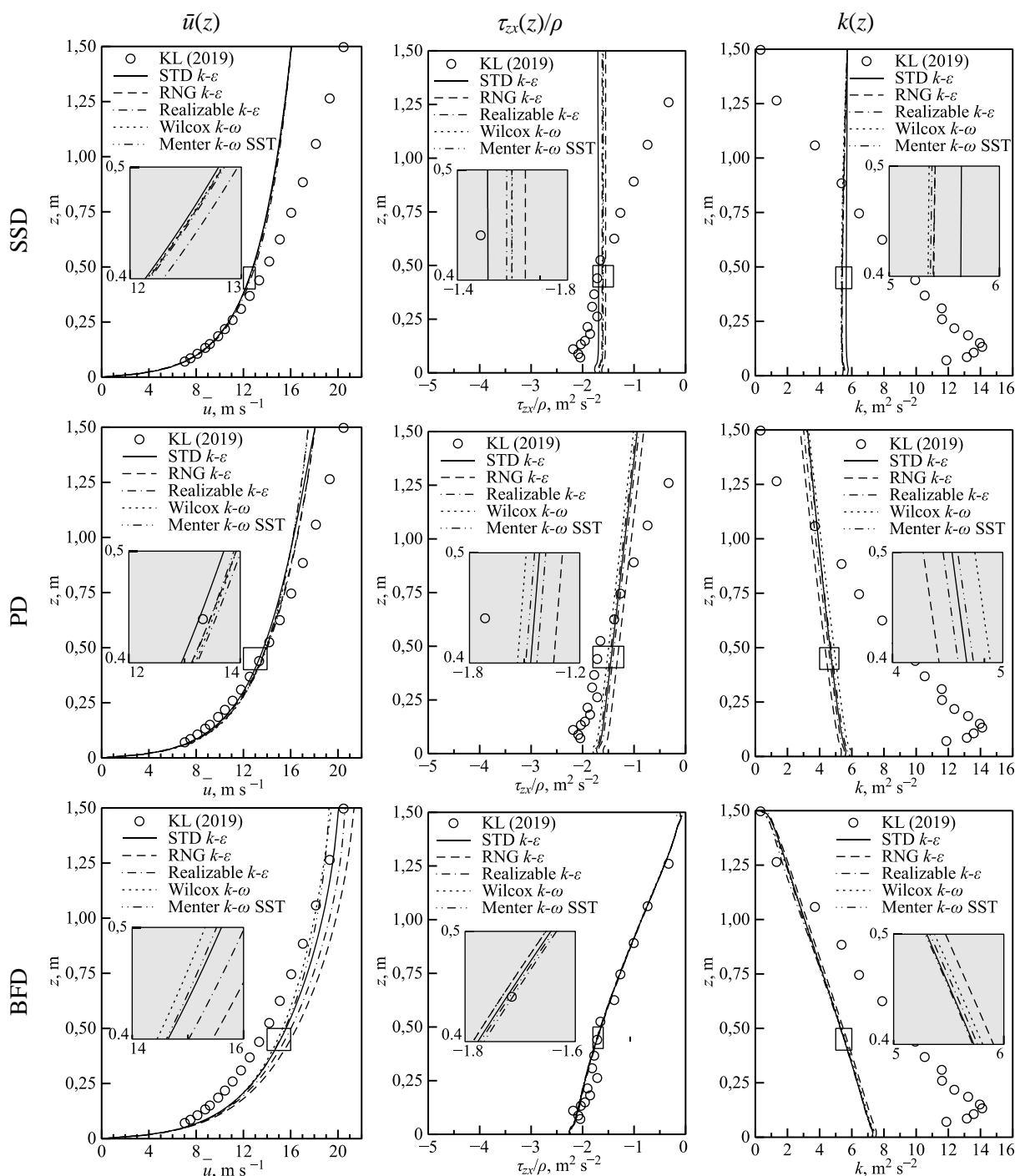
uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka, maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja su izračunate za slučaj računalnog modela u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka. Iz dobivenih rezultata se također može zaključiti kako odabir računalnog modela nema značajnog utjecaja na homogenost strujanja u računalnoj domeni. Pritom se iz dobivenih vrijednosti pogrešaka homogenosti strujanja pokazalo kako se OpenFOAM® algoritam može koristiti za računalno modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a primjenom tehnike domene sljednika koristeći uobičajene RANS modele turbulencije.

S obzirom da maksimalne srednje pogreške tehnike generiranja strujanja ne prelaze 5,3%, može se zaključiti kako se tehnika domene preteče može koristiti za modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Pritom je najveća pogreška izračunata za strujanje generirano korištenjem RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije prilikom modeliranja inženjerskog AGS-a primjenom modela u kojem strujanje uzrokuje smična sila.

Profili osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije generirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) prikazani su na slici 36. u usporedbi s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela [133]. Profili su izračunati korištenjem pet najčešće korištenih RANS modela turbulencije, tj. standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije.

Dobiveni profili osrednjene brzine generirani modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila se dobro slažu s eksperimentalnim podacima na nižim visinama uz nepropusnu stijenku (otprilike do visine $z = 0,25$ m), dok se profili osrednjene brzine generirani modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka dobro podudaraju s eksperimentalnim podacima do $z = 0,5$ m. Oba modela inženjerskog AGS-a u višim dijelovima računalne domene generiraju vrijednosti osrednjene brzine manje od eksperimentalnih. S druge pak strane, model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila u gornjem dijelu računalne domene generira vrijednosti brzine u skladu s onima izmjerenim u zračnom tunelu, dok su dobivene vrijednosti u donjem dijelu računalne domene veće od onih predviđenih eksperimentom. Što se profila osrednjene brzine tiče, korišteni RANS modeli turbulencije ne utječu na rezultate kada se koriste računalni modeli u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Razlike u računalnim i

eksperimentalnim rezultatima više dolaze do izražaja kada se koristi model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila, pri čemu se najveće vrijednosti osrednjene brzine generiraju korištenjem RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije.

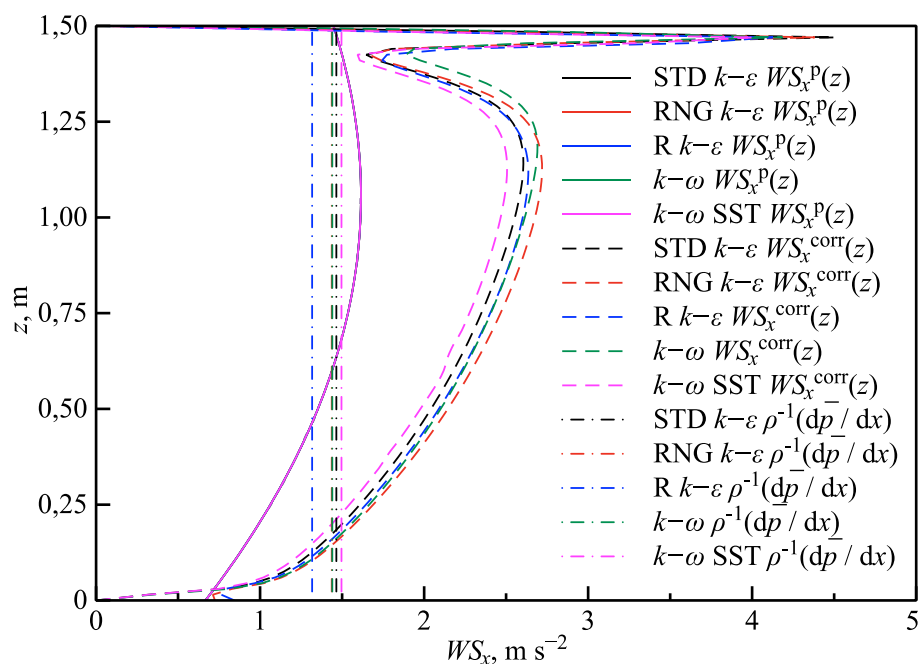


Slika 36. Rezultati osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinematičkog naprezanja $\tau_{zx}(z)/\rho$ i kinetičke energije turbulencije $k(z)$ dobiveni tehnikom domene preteče koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD). Profili su generirani koristeći različite RANS modele turbulencije, a uspoređeni su s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela – KL (2019) [133].

Svi korišteni modeli inženjerskog AGS-a generiraju profile kinetičke energije turbulencije značajno manje od onih predviđenih mjerenjima u zračnom tunelu. Razlog takvim rezultatima je što se u sklopu istraživanja nije modelirao dodatni utjecaj neaktivne turbulencije (korištene su standardne vrijednosti konstanti RANS modela turbulencije) [54], [56], [57], [58]. Očekivano, vrijednosti kinetičke energije turbulencije izračunate primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila ostaju konstantne s porastom visine i jednake onima zadanim na gornjoj površini računalne domene, dok vrijednosti kinetičke energije turbulencije dobivene primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila opadaju s porastom visine u računalnoj domeni. Iz dobivenih računalnih vrijednosti kinetičke energije turbulencije se može uočiti kako svi korišteni RANS modeli turbulencije generiraju približno jednake rezultate.

Vrijednosti naprezanja dobivene primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila su veće od eksperimentalnih podataka na visinama manjim od $z = 0,25$ m i bitno manje na visinama većim od $z = 0,5$ m. Vrijednosti naprezanja dobivene primjenom modela u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka opadaju linearno s porastom visine, u skladu s osnovnim pretpostavkama modela [85]. Potpuno poklapanje računalnih rezultata i eksperimentalnih podataka se postiže samo primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, uslijed korekcije dodatne masene sile tijekom računalne simulacije strujanja tehnikom domene preteče. Dobiveni rezultati ukazuju i na činjenicu da svih pet korištenih RANS modela turbulencije generira praktički jednake raspodjele naprezanja, pa odabir računalnog modela ne utječe značajno na konačne rezultate.

Profili početnih $WS_x^p(z)$ i korigiranih $WS_x^{corr}(z)$ vrijednosti dodatne masene sile generiranih tehnikom domene preteče primjenom računalnog modela u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila koristeći pet najčešće korištenih RANS modela turbulencije su prikazani na slici 37. Profili su prikazani u usporedbi s vrijednostima ekvivalentnih gradijenata tlaka koji se u računalnoj domeni generiraju korištenjem tehnike domene sljednika bez primjene dodatne masene sile, a kada se na ulaznoj površini računalne domene zadaju ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ dobiveni računalnim modeliranjem strujanja tehnikom domene preteče, uz primjenu dodatne masene sile čiji se iznos korigira tijekom računalne simulacije.



Slika 37. Profili početnih $WS_x^P(z)$ i korigiranih $WS_x^{corr}(z)$ vrijednosti dodatne masene sile izračunati tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče primjenom standardnog $k-\varepsilon$ (STD $k-\varepsilon$), RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$ (R $k-\varepsilon$), Wilcoxovog $k-\omega$ ($k-\omega$) i Menterovog $k-\omega$ SST ($k-\omega$ SST) modela turbulencije, u usporedbi s ekvivalentnim vrijednostima gradijenta tlaka koji se generiraju u praznoj računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$) – $\rho^{-1}(d\bar{p}/dx)$.

Iz prikazanih profila se može zaključiti kako su početne vrijednosti dodatne masene sile $WS_x^P(z)$ jednake za sve korištene modele turbulencije i odgovaraju polinomu drugog reda, s obzirom da su izračunate derivacijom eksperimentalnih vrijednosti naprezanja aproksimiranih polinomom trećeg reda koristeći izraz (190). Generirani profili korigiranih vrijednosti dodatne masene sile $WS_x^{corr}(z)$ ukazuju na činjenicu da odabrani RANS model turbulencije ne utječe na korekcijsku proceduru, s obzirom da nema značajne razlike između dobivenih profila korigiranih vrijednosti dodatne masene sile kada se koriste različiti RANS modeli turbulencije. Vršne vrijednosti korigirane dodatne masene sile koje se javljaju uz gornju površinu računalne domene uzrokovane su rubnim uvjetom koji se zadaje na toj površini.

Vrijednosti gradijenta tlaka prikazane na slici 37. su izračunate iz rezultata računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene sljednika i ulaznih profila osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije (izračunatih tehnikom domene preteče i primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje korigirana dodatna masena sila), bez primjene dodatne masene sile. Iz prikazanih vrijednosti

gradijenta tlaka se može zaključiti kako se u slučaju korištenja tehnike domene sljednika bez primjene dodatne masene sile u računalnoj domeni generira ekvivalentna srednja vrijednost sile gradijenta tlaka koja u tom slučaju uzrokuje strujanje kroz računalnu domenu i na taj način osigurava homogenost strujanja. Time je opravdano korištenje profila generiranih tehnikom domene preteče i modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, kao ulazne profile u računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile, s obzirom da ekvivalentni gradijent tlaka osigurava da homogenost strujanja ostane u prihvatljivim granicama (izračunate maksimalne pogreške homogenosti strujanja su manje od 10%).

6.1.2.2. Modeliranje strujanja oko modela zgrade

Strujanje oko modela zgrade oblika kocke i opterećenje zgrade su modelirani koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (uz primjenu dodatne masene sile – BFD $WS_x(z)$ i bez primjene dodatne masene sile – BFD $WS_x(z) = 0$).

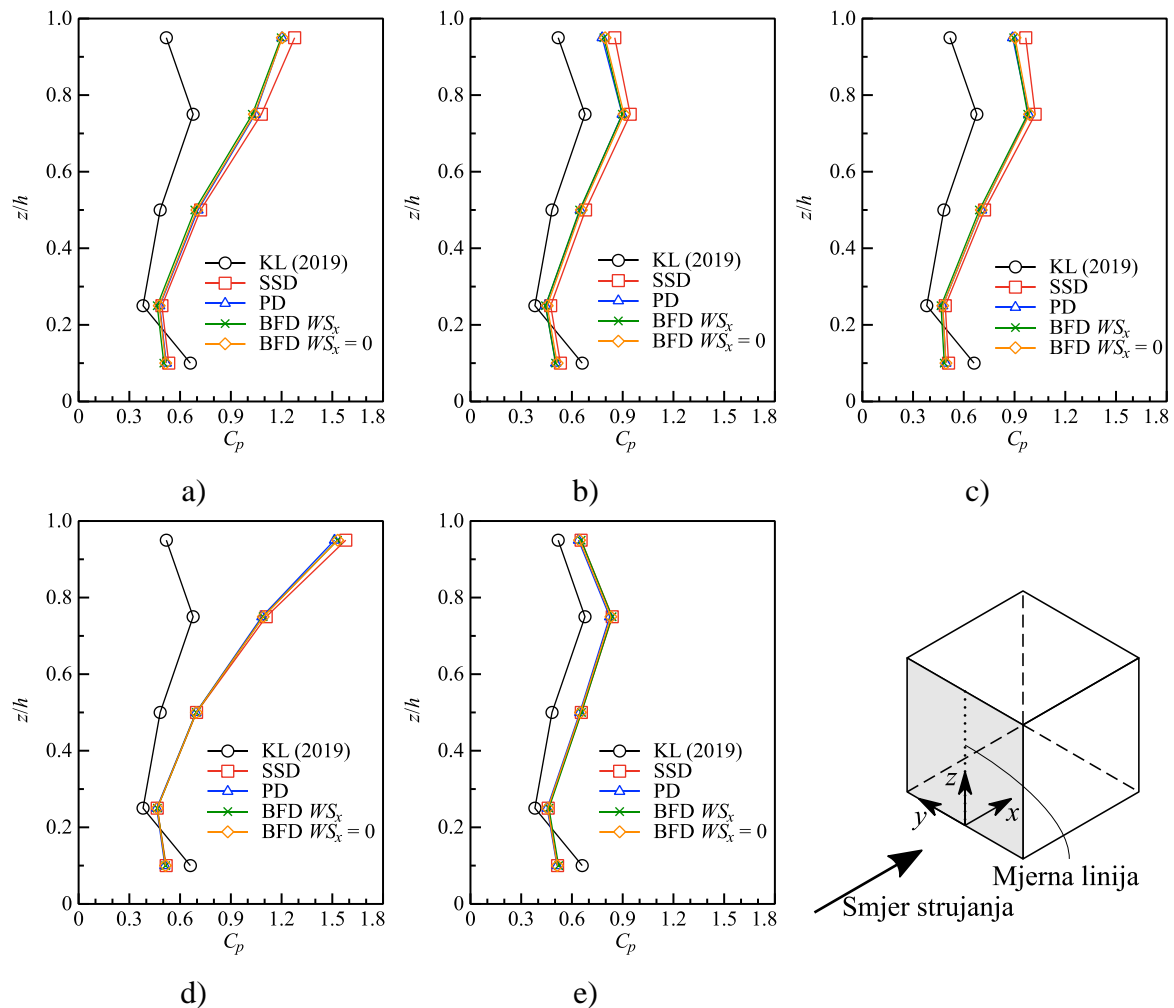
Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po prednjoj, gornjoj, bočnoj i stražnjoj površini modela zgrade, izračunate koristeći izraz (195), prikazane su na slikama 38.–41. Raspodjele su generirane primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD) i sila gradijenta tlaka (PD) te model temeljen na dodatnoj masenoj sili (uz korištenje dodatne masene sile – BFD $WS_x(z)$ i bez korištenja dodatne sile – BFD $WS_x(z) = 0$), korištenjem pet RANS modela turbulencije (standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije). Dobiveni rezultati kvantitativno su uspoređeni s dostupnim eksperimentalnim rezultatima [133], a validacija računalnih rezultata je provedena izračunom srednje pogreške koeficijenta tlaka e_p primjenom izraza (197). Usporedba vrijednosti srednjih pogrešaka koeficijenta tlaka izračunatih primjenom korištenih modela inženjerskog AGS-a i RANS modela turbulencije je prikazana na slici 42.

Osnovne karakteristike strujanja oko modela zgrade analizirane primjenom svih korištenih modela inženjerskog AGS-a i modela turbulencije u skladu su s prijašnjim mjerenjima u zračnom tunelu [127], [133], te prijašnjim računalnim simulacijama [128], [129]. Tako su najveće vrijednosti tlaka izračunate uz gornji brid prednje površine modela zgrade, u području gdje se pojavljuje zaustavna točka. Na napadnom bridu gornje i bočne površine zgrade dolazi do naglog pada tlaka uslijed pojave odvajanja strujanja, pri čemu nizvodno dolazi do porasta

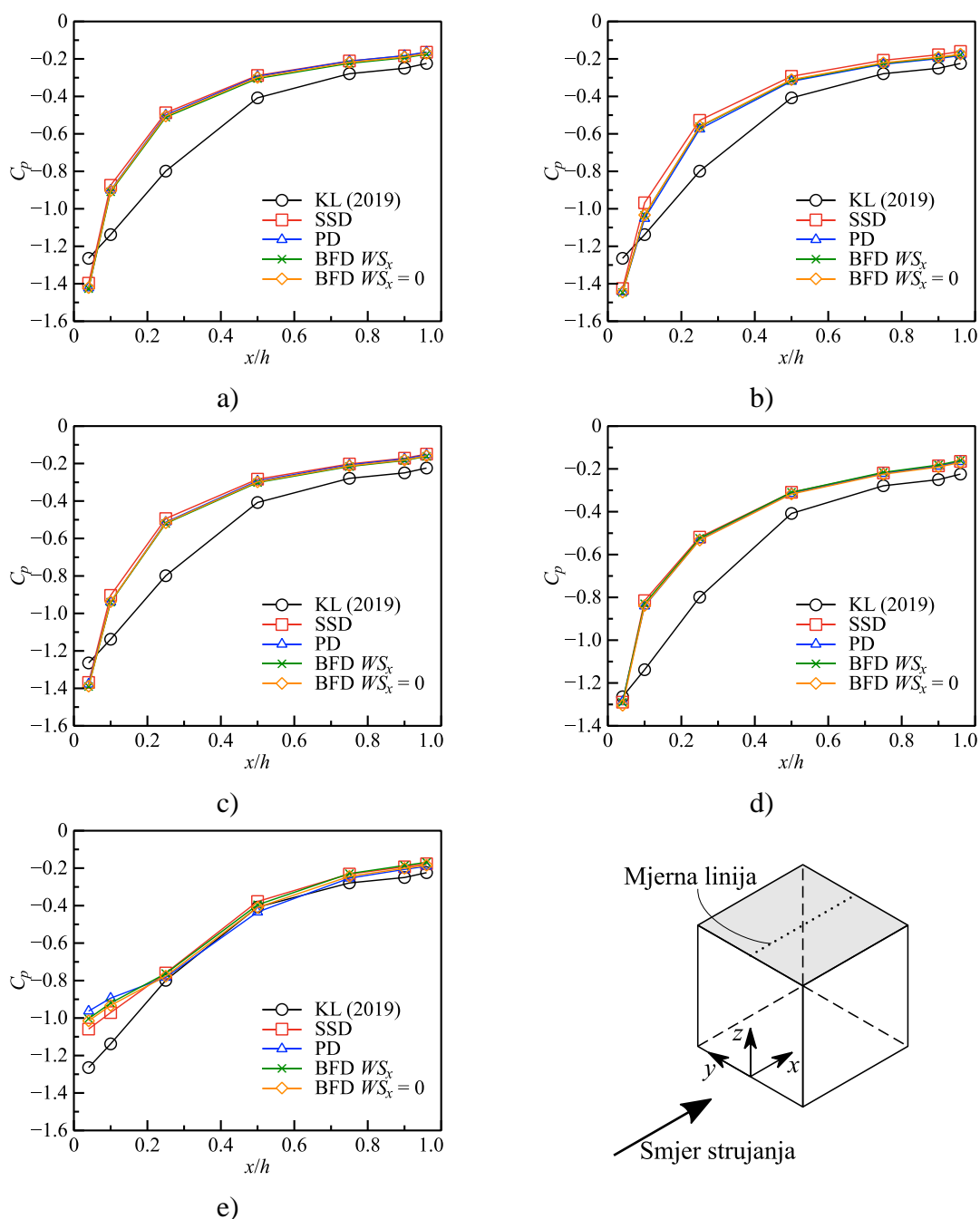
tlaka uslijed ponovnog nalijeganja strujanja. Raspodjela tlaka po stražnjoj površini modela zgrade je gotovo konstantna uslijed pojave vrtložne zone u području iza zgrade.

Računalno generirane raspodjele koeficijenta tlaka na prednjoj površini modela zgrade su prikazane na slici 38. Najveće vrijednosti srednje pogreške koeficijenta tlaka na prednjoj površini modela zgrade su dobivene primjenom Wilcoxovog $k-\omega$ i standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije, s obzirom da ti modeli turbulencije generiraju izrazito velike vrijednosti koeficijenta tlaka u području zaustavne točke ($0,75 \leq z/h \leq 0,95$) u usporedbi s eksperimentalnim podacima. Takvi rezultati su u skladu s prethodnim računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrada koje su pokazale kako se korištenjem RANS modela turbulencije na prednjoj površini modela zgrade generiraju velike vrijednosti zaustavnog tlaka uslijed pojave anomalije zaustavnog tlaka uzrokovane pretjerano velikim vrijednostima modelirane turbulentne viskoznosti [56]. Kao moguće rješenje tog problema se predlaže korištenje modela turbulencije temeljenih na transportu Reynoldsovog turbulentnog naprezanja [68]. Znatno manje vrijednosti zaustavnog tlaka su ostvarene korištenjem *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije, dok su najbolji rezultati u usporedbi s eksperimentalnim podacima ostvareni koristeći RNG $k-\varepsilon$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Pritom je Menterovim $k-\omega$ SST modelom turbulencije moguće generirati vrijednosti koeficijenta tlaka najbliže eksperimentalnim u području $0,25 \leq z/h \leq 0,95$, s obzirom da je izračunata pogreška koeficijenta tlaka za to područje manja od 26%. Svi modeli turbulencije generiraju manje vrijednosti koeficijenta tlaka pri dnu prednje površine modela zgrade u točki $z/h = 0,1$ (najveća pogreška koeficijenta tlaka 26,7% je ostvarena korištenjem *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije u kombinaciji s modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila – BFD $WS_x(z)$) i veće vrijednosti tlaka u točki $z/h = 0,25$ (najveća pogreška koeficijenta tlaka iznosa 29,3% ostvarena je korištenjem standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije u kombinaciji s modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila – SSD). Općenito, dobivene raspodjele koeficijenta tlaka u području uz dno prednje površine modela zgrade se dobro kvalitativno slažu s prethodnim eksperimentalnim podacima [53] i računalnim rezultatima [165]. U usporedbi s ostalim modelima inženjerskog AGS-a, modelom u kojem strujanje uzrokuje smična sila (SSD) se generiraju malo veće vrijednosti srednje pogreške koeficijenta tlaka kada se koriste standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$ i Wilcoxov $k-\omega$ modeli turbulencije. Izračunate srednje pogreške koeficijenta tlaka ukazuju na činjenicu da modeli inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila promjenjiva po visini (BFD

$WS_x(z)$ i BFD $WS_x(z) = 0$) ne utječu na raspodjelu koeficijenta tlaka po prednjoj površini modela zgrade.



Slika 38. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po prednjoj površini modela zgrade na poziciji $y/h = 0$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST modele turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$).



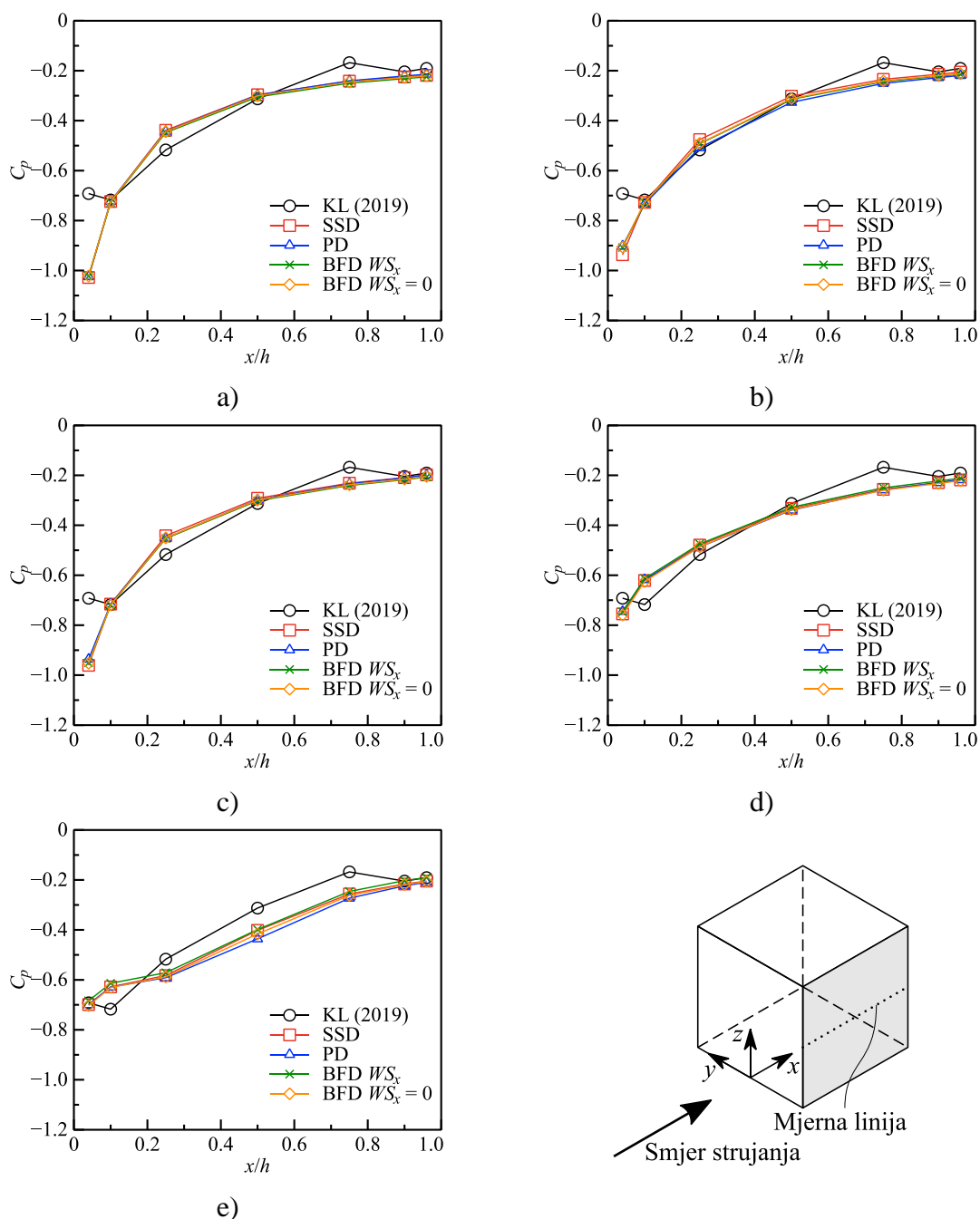
Slika 39. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po gornjoj površini modela zgrade na poziciji $y/h = 0$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$).

Što se tiče raspodjela tlaka na gornjoj površini modela zgrade prikazanih na slici 39., izračunate srednje pogreške koeficijenta tlaka pokazuju kako korištenje standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$ i Wilcoxovog $k-\omega$ modela turbulencije nema značajan utjecaj na dobivene rezultate. S druge pak strane, spomenuti modeli turbulencije pospješuju brži „oporavak“ tlaka (brži porast tlaka od niskih vrijednosti uz napadni brid prednje površine prema višim vrijednostima tlaka na krajnjem dijelu gornje površine zgrade) nego što je dobiveno mjerenjima. Kvalitativno se takve raspodjele koeficijenta tlaka na gornjoj površini modela zgrade podudaraju s prijašnjim računalnim analizama [166]. Provedene računalne simulacije su pokazale kako je pravilnu raspodjelu koeficijenta tlaka po gornjoj površini modela zgrade moguće ostvariti jedino korištenjem Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije, budući da je jedino tim modelom turbulencije moguće postići eksperimentalne vrijednosti koeficijenta tlaka u području $0,25 \leq z/h \leq 0,96$. Međutim, spomenutim modelom turbulencije se generiraju vrijednosti koeficijenta tlaka veće od eksperimentalnih podataka u području $0,04 \leq z/h \leq 0,25$ (maksimalna srednja pogreška koeficijenta tlaka u tom području iznosa 24,7% je ostvarena korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila – BFD $WS_x(z)$), dok je minimalna srednja pogreška koeficijenta tlaka 15,4% ostvarena korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka – PD).

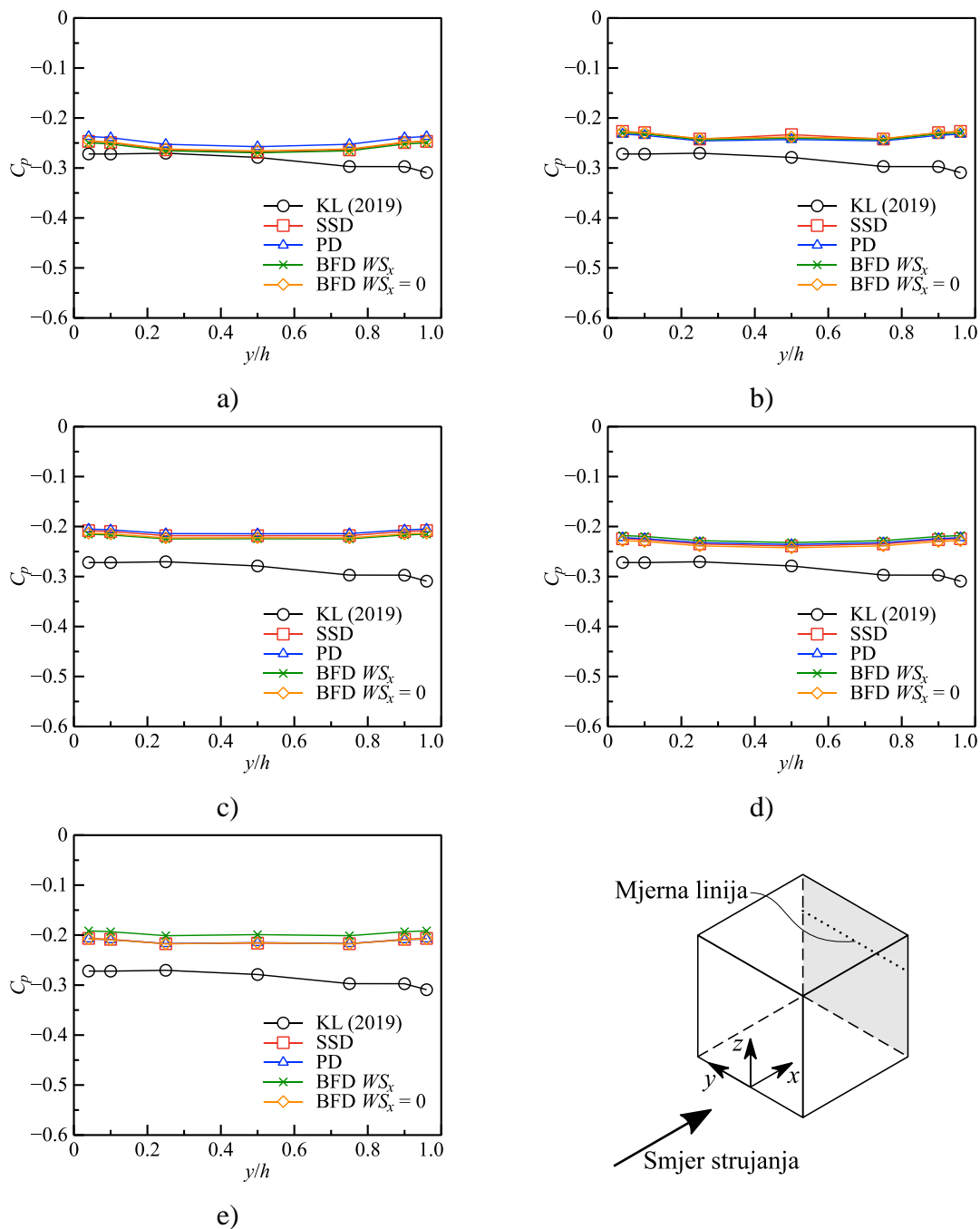
Dobivene računalne raspodjele koeficijenta tlaka na bočnoj površini modela zgrade su prikazane na slici 40. Primjenom svih korištenih RANS modela turbulencije je moguće pravilno modelirati „oporavak“ tlaka (u usporedbi s eksperimentalnim podacima) po bočnoj površini modela zgrade u području $0,1 \leq z/h \leq 0,96$. Dobiveni rezultati također ukazuju na činjenicu da je jedino Wilcoxovim $k-\omega$ i Menterovim $k-\omega$ SST modelima turbulencije moguće postići eksperimentalne vrijednosti koeficijenta tlaka na poziciji $x/h = 0,04$, dok se primjenom ostalih korištenih RANS modela turbulencije (standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije) na toj poziciji generiraju vrijednosti koeficijenta tlaka iznosa manjih od eksperimentalnih vrijednosti. Raspodjele koeficijenta tlaka generirane korištenjem RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije se dobro podudaraju s eksperimentalnim vrijednostima u području $0,1 \leq z/h \leq 0,96$, dok Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije generira vrijednosti koeficijenta tlaka malo manjih iznosa od onih dobivenih mjerenjem u području $0,25 \leq z/h \leq 0,96$. Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije također generira vrijednosti koeficijenta tlaka malo veće od eksperimentalnih podataka na poziciji $z/h = 0,1$.

Usporedbom raspodjela koeficijenta tlaka dobivenih korištenjem standardnog $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije se može uočiti kako nema značajnih razlika u rezultatima dobivenim korištenjem ta dva modela turbulencije. Općenito, način modeliranja inženjerskog AGS-a nema značajniji utjecaj na računalno generiranu raspodjelu koeficijenta tlaka po bočnoj površini modela zgrade, tj. modeli u kojima su strujanja uzrokovana smičnom silom (SSD), silom gradijenta tlaka (PD) i dodatnom masenom silom (BFD $WS_x(z)$ i BFD $WS_x(z) = 0$) generiraju raspodjele koeficijenta tlaka bez značajnih razlika. Svi korišteni modeli inženjerskog AGS-a i RANS modeli turbulencije generiraju raspodjele koeficijenta tlaka u skladu s prethodnim računalnim analizama [128].

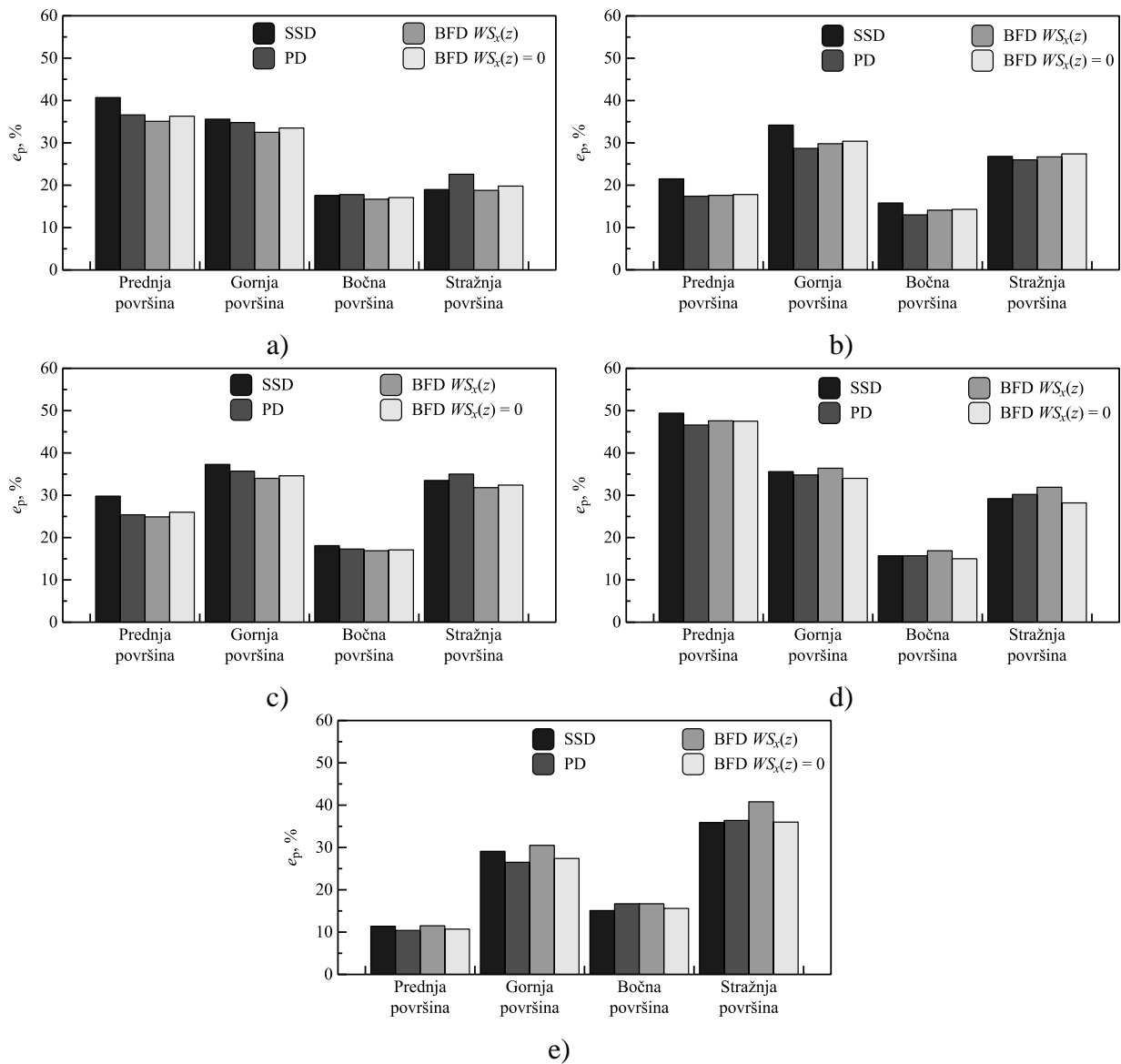
Računalno generirane raspodjele koeficijenta tlaka po stražnjoj površini modela zgrade su prikazane na slici 41. Najmanja vrijednost srednje pogreške koeficijenta tlaka izračunata za raspodjelu koeficijenta tlaka po stražnjoj površini modela zgrade iznosi približno 9%, a dobivena je korištenjem standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije uz primjenu modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini (BFD $WS_x(z)$). Najveća je srednja pogreška koeficijenta tlaka (približno 31,2%) izračunata primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$) kada se turbulencija modelira Menterovim $k-\omega$ SST modelom. Svi korišteni modeli turbulencije generiraju približno konstantne raspodjele koeficijenta tlaka, u skladu s prijašnjim eksperimentalnim mjerenjima [166], [167] i računalnim analizama [165]. Dobivene raspodjele koeficijenta tlaka također upućuju na činjenicu da odabir modela inženjerskog AGS-a nema značajan utjecaj na konačne raspodjele koeficijenta tlaka. Manje se razlike (manje od 6%) mogu uočiti usporedbom rezultata dobivenih korištenjem Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije u kombinaciji s modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, s rezultatima dobivenim korištenjem ostalih modela inženjerskog AGS-a i RANS modela turbulencije.



Slika 40. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po bočnoj površini modela zgrade na poziciji $z/h = 0,5$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$).



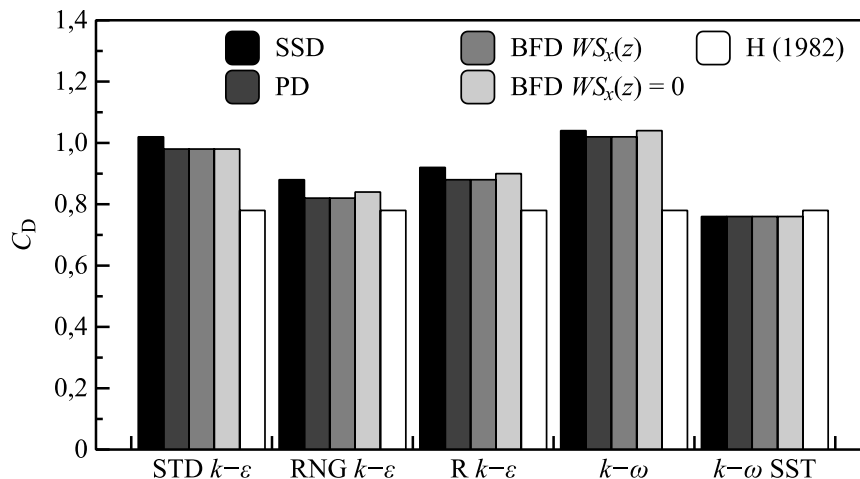
Slika 41. Raspodjele koeficijenta tlaka C_p po stražnjoj površini modela zgrade na poziciji $z/h = 0,75$ dobivene modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) koristeći: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Numerički rezultati su uspoređeni s eksperimentalnim podacima (KL 2019) [133]. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem dodatne masene sile (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$).



Slika 42. Srednje pogreške koeficijenta tlaka ϵ_p izračunate računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade koristeći modele u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD), uporabom: a) standardnog $k-\epsilon$, b) RNG $k-\epsilon$, c) realizabilni $k-\epsilon$, d) Wilcoxovog $k-\omega$ i e) Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili dobiveni su korištenjem (BFD W_{S_x}) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $W_{S_x} = 0$).

Računalno modelirane vrijednosti koeficijenta sile otpora zgrade su izračunate iz izraza (198), primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (korištenjem dodatne masene sile – BFD $W_{S_x}(z)$) i bez korištenja dodatne sile – BFD $W_{S_x}(z) = 0$). Pritom je korišteno pet RANS modela turbulencije (standardni $k-\epsilon$, RNG $k-\epsilon$, realizabilni $k-\epsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije). Dobivene vrijednosti koeficijenta tlaka su kvalitativno uspoređene s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela [137], [138], [139], a prikazane su na slici 43.

Rezultate nije moguće kvantitativno validirati s obzirom da su dostupne eksperimentalne i računalne analize provedene za različite uvjete nastrojavanja (različite profile brzine, vrijednosti Reynoldsovih brojeva i intenziteta turbulencije).



Slika 43. Vrijednosti koeficijenta sile otpora modela zgrade C_D izračunate računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade koristeći modele u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD), uporabom: a) standardnog $k-\epsilon$, b) RNG $k-\epsilon$, c) *realizable* $k-\epsilon$, d) Wilcoxovog $k-\omega$ i e) Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Dobivene računalne vrijednosti su kvalitativno uspoređene s eksperimentalnim rezultatima danim u Hunt [138] – H (1982). Rezultati generirani koristeći model strujanja temeljen na dodatnoj masenoj sili su dobiveni korištenjem (BFD WS_x) i bez korištenja dodatne masene sile (BFD $WS_x = 0$).

Mjerenjem strujanja turbulentnog graničnog sloja oko modela zgrade oblika kocke s ciljem određivanja utjecaja smjera strujanja i dimenzije zgrade na opterećenje i ukupnu silu otpora zgrade je pokazano kako smjer strujanja značajno utječe na poziciju nastanka zone zaustavnog tlaka (te na iznos i raspodjelu tlaka po površinama zgrade), kao i na pojavu odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja na model zgrade [137]. Rezultati tih mjerenja su pokazali kako ukupna sila otpora zgrade raste s porastom kuta nastrojavanja, dok na iznos koeficijenta sile otpora modela zgrade utječe omjer visine zgrade i debljine AGS-a, pri čemu izračunate vrijednosti koeficijenta sile otpora variraju u rasponu od $C_D = 0,57-0,77$.

Eksperimentalnim istraživanjima je ispitan utjecaj skaliranja strujanja pri eksperimentalnom modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a na raspodjelu osrednjenog i pulzirajućeg tlaka po površinama modela zgrade, te iznose koeficijenta sile otpora zgrade [138]. Tim je istraživanjima pokazano kako raspodjele intenziteta turbulencije i naprezanja nailaznih profila imaju značajan utjecaj na raspodjelu tlaka po gornjoj, bočnim i stražnjoj površini modela

zgrade. Također je potvrđeno kako za pravilno eksperimentalno modeliranje opterećenja zgrada iznos stupnja začepljenja mjerne sekcije ne smije biti veći od 10%.

Cilj prijašnjih računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade oblika kocke, a u kojima je turbulencija modelirana koristeći RANS modele turbulencije, bio je odrediti i vrijednost ukupne sile otpora zgrade. Pritom je računalno određeni koeficijent sile otpora zgrade jednak je $C_D = 0,76$ [139]. Provedene analize su također pokazale kako su razlike između rezultata dobivenih računalnim modeliranjem opterećenja zgrada i strujanja u okolini modela zgrade koristeći RANS modele turbulencije te eksperimentalnih mjerenja uglavnom uzrokovane činjenicom da se RANS modelima ne mogu modelirati anizotropna svojstva turbulencije.

Vrijednosti koeficijenta tlaka izračunate koristeći Wilcoxov $k-\omega$ i standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije bitno su veće od očekivanih vrijednosti dobivenih mjerenjima i računalnim simulacijama. U usporedbi s eksperimentalnim vrijednostima koeficijenta sile otpora [138], [139], Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije postiže najbolje rezultate. Pritom su vrijednosti koeficijenta sile otpora zgrade dobivene primjenom RNG $k-\varepsilon$ i realizable $k-\varepsilon$ modela turbulencije malo veće od eksperimentalnih podataka [138]. Općenito se na temelju usporedbe računalnih rezultata s eksperimentalnim vrijednostima [137], [138] može zaključiti kako je korištenjem Menterovog $k-\omega$ SST, RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modela turbulencije moguće pravilno modelirati ukupnu silu otpora zgrade uz primjenu modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$). Iz dobivenih rezultata je moguće zaključiti kako model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila (u usporedbi s ostalim korištenim modelima inženjerskog AGS-a) postiže veće vrijednosti koeficijenta sile otpora korištenjem svih modela turbulencije osim Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Zanimljivo je primijetiti i kako su vrijednosti koeficijenta sile otpora zgrade izračunate primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (uz njezinu primjenu – BFD $WS_x(z)$) praktički jednake za sve korištene RANS modele turbulencije.

6.2. Strujanje inženjerskog atmosferskog graničnog sloja iznad brdovitog terena

Kako bi se ispitaio utjecaj strujanja generiranog novim računalnim modelom inženjerskog AGS-a na strujanje iznad brdovitog terena, provedena je računalna analiza takvog strujanja oko brda jednostavne geometrije. Pritom je istraženo kako novi model utječe na prirast brzine uz vrh brda, te duljinu vrtložnih zona i raspodjelu polja kinetičke energije turbulencije u području iza brda.

Osim istraživanja utjecaja novog računalnog modela na aerodinamičke karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda, pokazalo se zanimljivim istražiti kakav utjecaj na iznos prirasta brzine, duljinu vrtložnih zona i raspodjelu polja kinetičke energije turbulencije ima modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije kada se koriste RANS modeli turbulencije (modifikacijom standardnih vrijednosti konstanti korištenog standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije) i hrapavost površine brda (modelirana je glatka i hrapava površina brda).

6.2.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

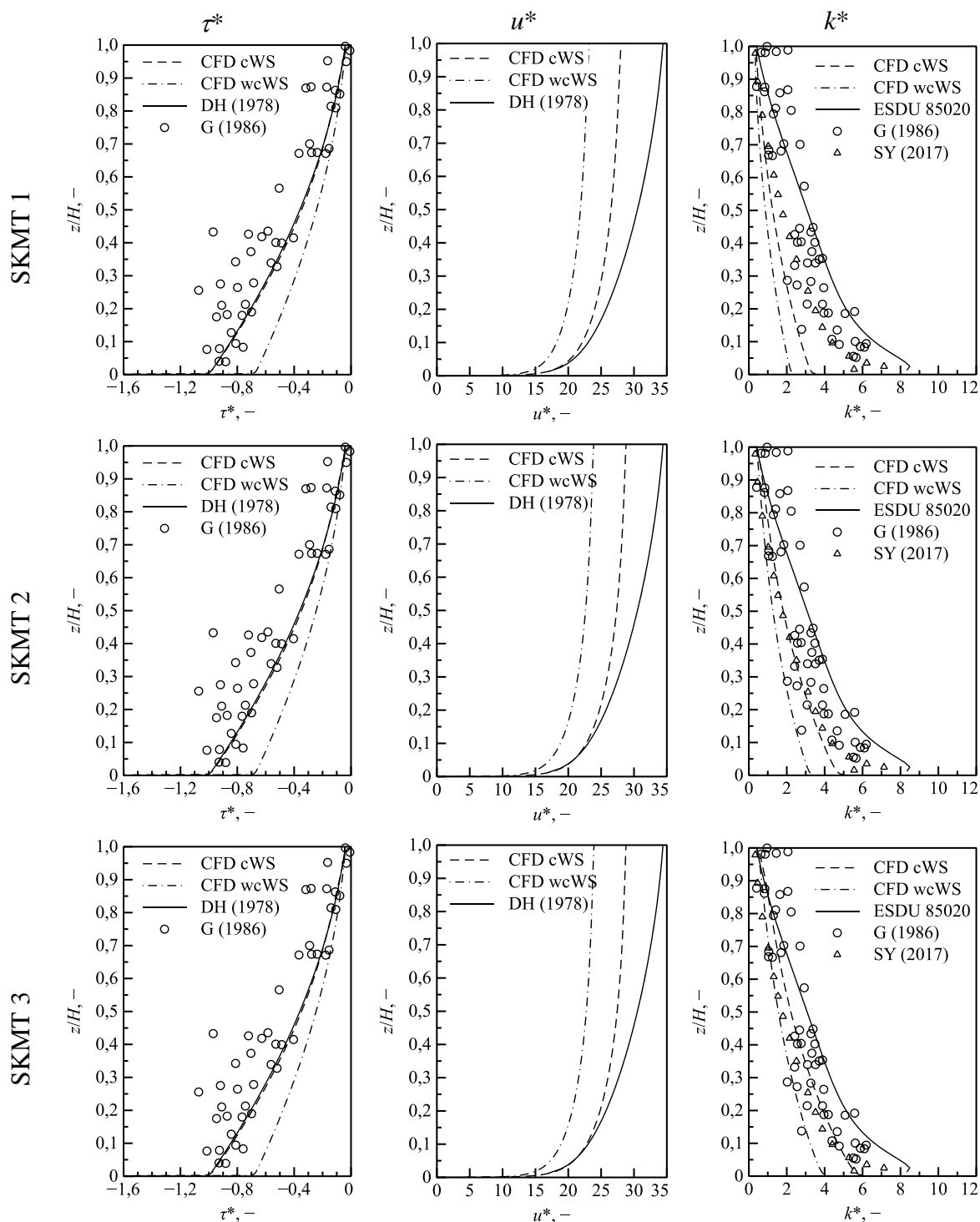
Bezdimenzijski profili naprezanja, osrednjene brzine i kinetičke energije turbulencije modelirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći skupove konstanti modela turbulencije SKMT 1–3 primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini su prikazani na slici 44. Bezdimenzijski profili naprezanja, osrednjene brzine i kinetičke energije turbulencije modelirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći skup konstanti modela turbulencije SKMT 4 primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini su prikazani na slici 45. Generirani profili u centru računalne domene (na udaljenosti $x = 2500$ m od ulazne površine računalne domene) su uspoređeni s Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove [86] i empirijskim izrazima izvedenim na temelju mjerenja u prirodi (ESDU 85020) [88], atmosferskim mjerenjima [109] i računalnim simulacijama uz modeliranje turbulencije metodom simulacije velikih vrtloga [148]. S ciljem ispitivanja dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije, strujanje inženjerskog AGS-a je modelirano primjenom četiri različita skupa konstanti modela turbulencije (vrijednosti dane u tablici 15.).

Empirijsko modeliranje karakteristika strujanja inženjerskog AGS-a (poput raspodjele osrednjene brzine i intenziteta turbulencije) se temelji na provedenim atmosferskim mjerenjima i eksperimentalnom modeliranju strujanja u zračnom tunelu. Mnogi od tih empirijskih izraza su sastavni dio inženjerskih podataka koji se koriste za procjenu karakteristika strujanja inženjerskog AGS-a, poput npr. ESDU 85020 [88] u kojem su detaljno opisane karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a uz tlo.

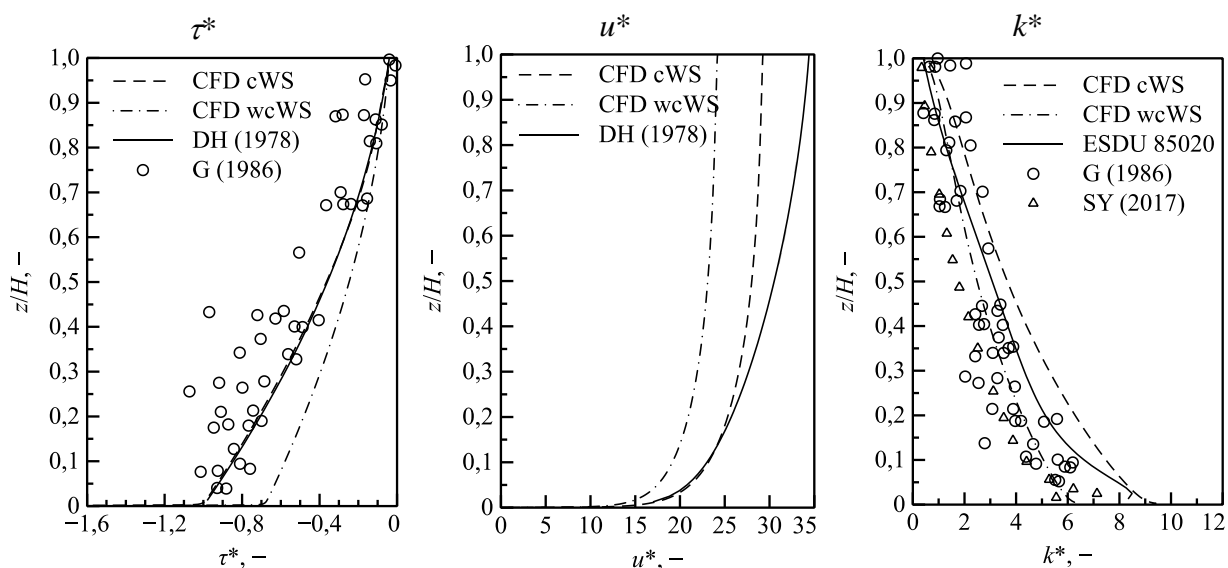
Mjerenjima turbulentnih karakteristika strujanja AGS-a u prirodi je pokazano kako naprezanje opada približno linearno s porastom udaljenosti od tla. Takva raspodjela napreznja opravdava inženjerski pristup eksperimentalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u zračnim tunelima [109].

Prethodne računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni, gdje se turbulencija modelirala primjenom metode koja se temelji na simulaciji velikih vrtloga, potvrdile su kako se raspodjela osrednjene brzine u inženjerskom AGS-u može dobro opisati logaritamskim zakonom i da se karakteristike turbulencije u inženjerskom AGS-u mogu pravilno modelirati takvim pristupom [148].

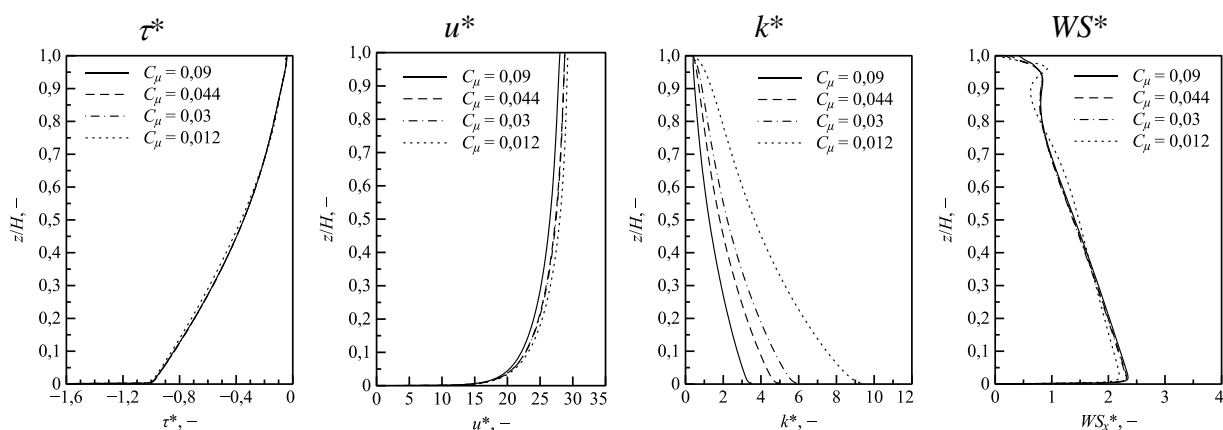
Na temelju generiranih profila napreznja prikazanih na slikama 44. i 45. je očito vidljivo kako se samo korištenjem korekcijske procedure mogu u potpunosti modelirati napreznja izračunata modelom Deaves-Harrisa za jake vjetrove [86] i vrijednosti izmjerene u prirodi [109]. U slučajevima kada se vrijednosti dodatne masene sile ne korigiraju tijekom računalne simulacije, računalne vrijednosti napreznja uz nepropusnu stijenu (donja površina računalne domene) su veće od onih predviđenih modelom Deaves-Harrisa za jake vjetrove [86] i vrijednosti izmjerenih u prirodi [109]. Takvi rezultati su karakteristični za sve korištene skupove konstanti modela turbulencije, tj. ne ovise o modeliranom dodatnom utjecaju neaktivne turbulencije. Usporedba bezdimenzijskih profila napreznja, osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i korigiranih vrijednosti dodatne masene sile je prikazana na slici 46.



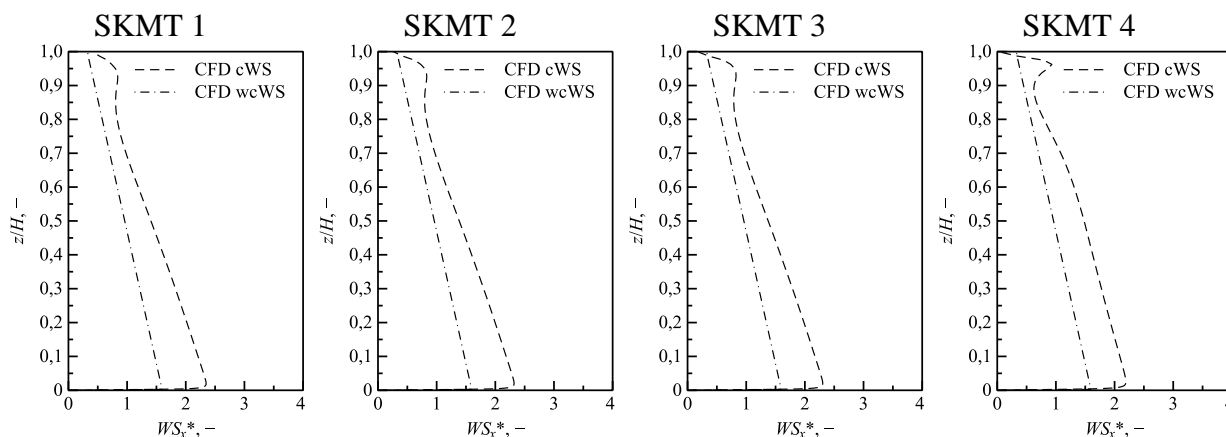
Slika 44. Usporedba bezdimenzijskih profila napreznja τ^* , osrednjene brzine u^* i kinetičke energije turbulencije k^* dobivenih računom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računaloj domeni koristeći više skupova konstanti modela turbulencije SKMT 1–3. CFD cWS predstavlja rezultate dobivene primjenom korekcije dodatne masene sile $WS_x(z)$, dok CFD wcWS predstavlja rezultate dobivene bez korekcije dodatne masene sile. Dobiveni rezultati su uspoređeni s modelom Deaves-Harrisa za jake vjetrove – DH (1978) [86], te mjerenjima u prirodi – G (1986) [109] i računanim rezultatima dobivenim LES modelom turbulencije – SY (2017) [148].



Slika 45. Usporedba bezdimenzijskih profila napreznja τ^* , osrednjene brzine u^* i kinetičke energije turbulencije k^* dobivenih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći SKMT 4. CFD cWS predstavlja rezultate dobivene primjenom korekcije dodatne masene sile $WS_x(z)$, dok CFD wcWS predstavlja rezultate dobivene bez korekcije dodatne masene sile. Dobiveni rezultati uspoređeni su s modelom Deaves-Harrisa za jake vjetrove – DH (1978) [86], te mjerenjima u prirodi – G (1986) [109] i računalnim rezultatima dobivenim LES modelom turbulencije – SY (2017) [148].



Slika 46. Usporedba utjecaja primjene različitih skupova konstanti modela turbulencije (SKMT 1 – $C_\mu = 0,09$, SKMT 2 – $C_\mu = 0,044$, SKMT 3 – $C_\mu = 0,03$ i SKMT 4 – $C_\mu = 0,012$) na bezdimenzijske profile napreznja τ^* , osrednjene brzine u^* , kinetičke energije turbulencije k^* i korigirane vrijednosti dodatne masene sile WS_x^* dobivene računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni.



Slika 47. Usporedba bezdimenzijskih profila dodatne masene sile WS^* dobivenih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći više skupova konstanti modela turbulencije SKMT 1–4. CFD cWS predstavlja profile dodatne masene sile dobivene primjenom korekcije, dok CFD wcWS predstavlja početne nekorrigirane vrijednosti dodatne masene sile.

Osim profila naprezanja, korekcija dodatne masene sile u donjem dijelu računalne domene točnije generira vrijednosti osrednjene brzine u usporedbi s Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove [86] od onih generiranih korištenjem samo početne vrijednosti dodatne masene sile. To je vrlo važno kako bi se pravilno modeliralo opterećenje konstrukcija uslijed strujanja vjetra, a koje su smještene upravo u donjem dijelu računalne domene u blizini nepropusne stijenke. Vrijednosti osrednjene brzine u donjem dijelu računalne domene su uvjetovane modeliranjem dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije, pri čemu su točnije vrijednosti u usporedbi s Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove [86] postignute kada se dodatni utjecaj neaktivne turbulencije modelira koristeći skupove konstanti modela turbulencije s nižim vrijednostima konstante modela turbulencije C_μ .

Korištenje korekcijske procedure omogućuje postizanje većih vrijednosti kinetičke energije turbulencije u području uz nepropusnu stijenku. Međutim, točne vršne vrijednosti kinetičke energije turbulencije se mogu generirati samo pravilnim modeliranjem dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije koristeći SKMT 4 i vrijednost konstante modela turbulencije $C_\mu = 0,012$. Svi drugi korišteni skupovi konstanti modela turbulencije uzrokuju manje vršne vrijednosti kinetičke energije turbulencije od onih predviđenih mjerenjima u prirodi [109] i računalnim rezultatima dobivenim koristeći LES model turbulencije [148], pri čemu su najmanje vršne vrijednosti kinetičke energije turbulencije ostvarene korištenjem SKMT 1 (korištenjem standardnih vrijednosti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije). Takvi rezultati su u skladu s prethodnim simulacijama utjecaja modeliranja dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije na strujanje u inženjerskom AGS-u [50], [54], [56], [141].

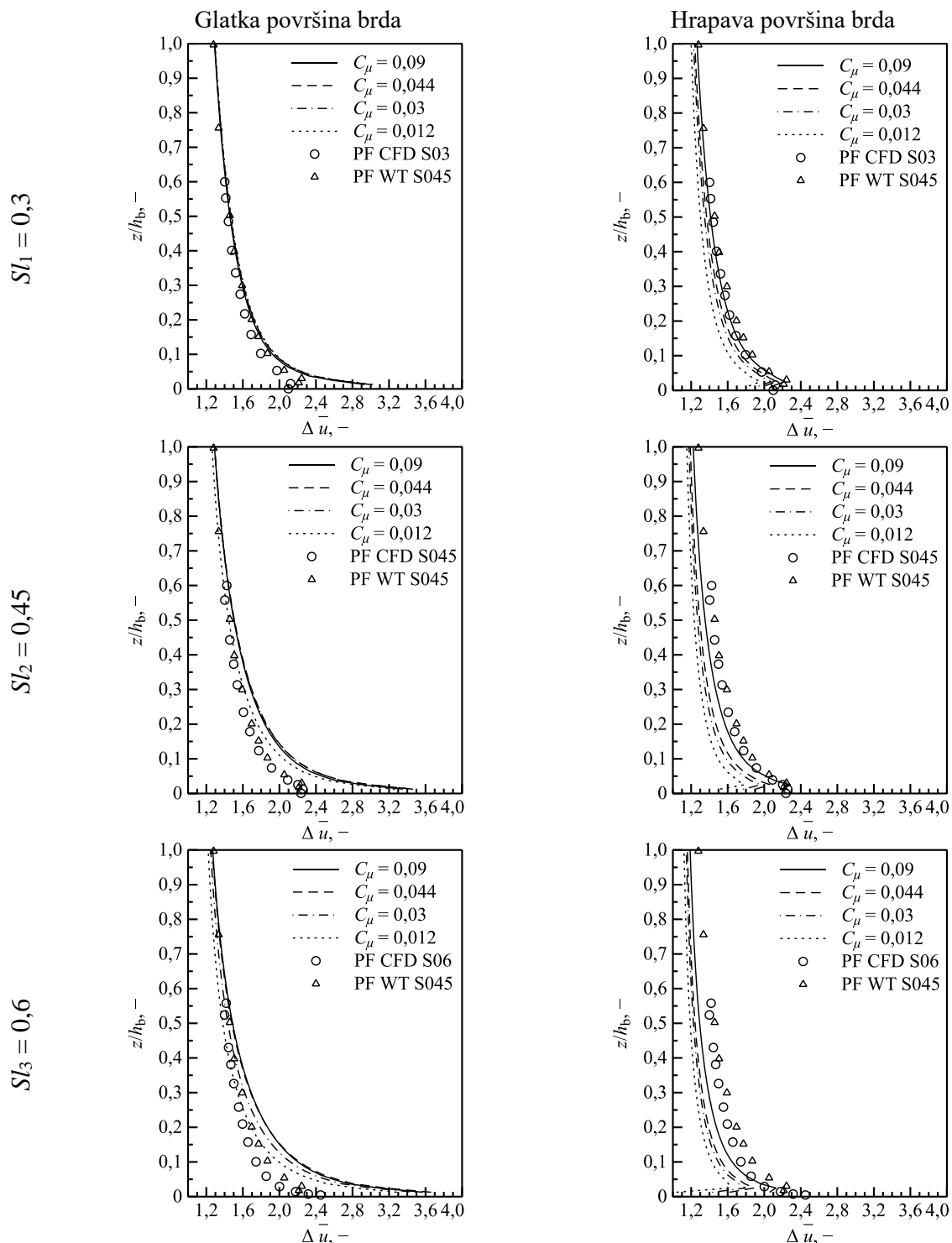
Raspodjele početnih vrijednosti dodatne masene sile (CFD wcWS) u usporedbi s korigiranim vrijednostima dodatne masene sile (CFD cWS) izračunate primjenom različitih skupova konstanti modela turbulencije SKMT 1–4 koristeći tehniku domene preteče su prikazane na slici 47. Početne vrijednosti dodatne masene sile prate linearnu raspodjelu, s obzirom da je početna vrijednost sile izračunata derivacijom raspodjele naprezanja predloženom Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove [86] koja je opisana polinomom drugog stupnja. Korekcijom početnih profila dodatne masene sile tijekom računalne simulacije generiraju se profili korigirane dodatne masene sile (CFD cWS) čije su vrijednosti veće od početnih. Pritom uz vrh računalne domene dolazi do malog porasta korigirane dodatne masene sile, uslijed rubnih uvjeta zadanih na gornjoj površini računalne domene. Dobiveni rezultati upućuju i na činjenicu da modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije (korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije) ne utječe na proces korekcije dodatne masene sile.

6.2.2. Modeliranje strujanja iznad brda jednostavne geometrije

Prirasti brzine na vrhu brda različitih nagiba ($Sl_1 = 0,3$, $Sl_2 = 0,45$ i $Sl_3 = 0,6$) generirani računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini izračunati su iz izraza (203) i prikazani na slici 48. Iznosi prirasta brzine dobiveni su za strujanja iznad brda glatke i hrapave površine, koristeći četiri različita skupa konstantni modela turbulencije (SKMT 1–4) s ciljem modeliranja dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije. Dobiveni rezultati strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda različitih nagiba uspoređeni su s dostupnim prijašnjim računalnim simulacijama (za nagib Sl_1 – PF CFD S03, za nagib Sl_2 – PF CFD S045 i za nagib Sl_3 – PF CFD S06) i eksperimentalnim mjerenjima (za nagib Sl_2 – PF WT) [145].

Prijašnji rezultati računalnog modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka iznad dvodimenzionalnih geometrija brda različitih nagiba (koje odgovaraju geometrijama korištenim u ovome radu) generirani na temelju eksperimentalnih mjerenja u zračnom tunelu pokazala su kako se točke odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja dobro slažu s eksperimentima kada se turbulencija modelira Menterovim $k-\omega$ SST RANS modelom turbulencije (pritom nije modeliran dodatni utjecaj neaktivne turbulencije, tj. koristile su se standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije) [145]. Također, analizom dobivenih eksperimentalnih mjerenja i računalno generiranih rezultata prirasta osrednjene

brzine uz vrh brda pokazano je dobro slaganje s izrazima danim u najpoznatijim normama za strujanje vjetra iznad brdovitog terena.



Slika 48. Vrijednosti prirasta brzine $\Delta \bar{u}$ dobivene računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_1 = 0,3$, $Sl_2 = 0,45$ i $Sl_3 = 0,6$. Dobiveni rezultati su uspoređeni s mjerenjima u zračnom tunelu (PF WT S045) [133] i računalnim rezultatima strujanja oko brda nagiba Sl_1 (PF CFD S03), Sl_2 (PF CFD S045) i Sl_3 (PF CFD S06) dobivenim koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije [133].

Iznosi prirasta brzine generirani strujanjem inženjerskog AGS-a iznad brda glatke površine su veći od postojećih računalnih i eksperimentalnih podataka [145]. Razlog je u činjenici da je u prethodnim računalnim i eksperimentalnim istraživanjima modelirana površinska hrapavost brda [145]. Dobiveni rezultati pokazuju kako modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije ne utječe na iznose priraste brzine iznad brda glatke površine nagiba Sl_1 , dok se male razlike u iznosima prirasta brzine javljaju iznad brda glatke površine nagiba Sl_2 i Sl_3 .

Vrijednosti iznosa prirasta brzine iznad brda hrapave površine izračunate primjenom četiri korištena skupa konstanti modela turbulencije (SKMT 1–4) se dobro podudaraju s prethodnim računalnim i eksperimentalnim istraživanjima [145]. Najbolji rezultati su ostvareni korištenjem standardnih vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije (SKMT 1) pri računalnoj simulaciji strujanja inženjerskog AGS-a iznad geometrije brda nagiba Sl_1 i Sl_2 , dok se male razlike u rezultatima mogu uočiti iznad brda nagiba Sl_3 . Na temelju rezultata se može zaključiti kako vrijednosti prirasta brzine opadaju sa smanjenjem iznosa konstante modela turbulencije C_μ (modeliranjem dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije), što je u skladu s prethodnim računalnim rezultatima [142]. Najlošiji rezultati su ostvareni prilikom modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda hrapavih površina maksimalnih nagiba Sl_2 i Sl_3 , korištenjem najmanje vrijednosti konstante modela turbulencije C_μ (SKMT 4). Općenito se može primijetiti kako vrijednosti prirasta brzine brže opadaju s porastom visine iznad vrha brda od vrijednosti dobivenih računalnim simulacijama i mjerenjima u zračnom tunelu [145].

Usporedbom vrijednosti prirasta brzine izračunatih strujanjem inženjerskog AGS-a iznad brda glatke i hrapave površine se može uočiti kako su puno veće vrijednosti prirasta brzine dobivene prilikom strujanja iznad brda glatke površine, što je u skladu s prethodnim istraživanjima [168], [169].

Bezdimenzijske udaljenosti točaka odvajanja SP_x i ponovnog nalijeganja RP_x strujanja su izračunate koristeći izraze (204) i (205). Njihove vrijednosti su prikazane u tablici 22., a generirane su strujanjem inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini u računalnoj domeni iznad brda glatke i hrapave površine, različitih nagiba Sl_1 , Sl_2 i Sl_3 . Pritom je korišteno više skupova konstanti modela turbulencije (SKMT 1–4) kako bi se ispitalo kako modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije utječe na veličine vrtložnih zona (lokacije točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja). Strujnice dobivene iz rezultata strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda

hrapave i glatke površine, nagiba Sl_1 , Sl_2 i Sl_3 , koristeći više skupova konstanti modela turbulencije (SKMT 1–4) su prikazane na slikama 49.–51.

Tablica 22. Bezdimenzijske udaljenosti točaka odvajanja SP_x i ponovnog nalijeganja RP_x strujanja od vrha brda dobivene računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini iznad brda jednostavne geometrije različitih nagiba ($Sl_1 = 0,3$, $Sl_2 = 0,45$ i $Sl_3 = 0,6$). Pritom je korišteno više skupova konstanti modela turbulencije (SKMT 1–4). Prethodne računalne vrijednosti SP_x i RP_x za brdo nagiba $Sl_2 = 0,45$ [145] su prikazane u zagradama.

		Glatka površina brda			Hrapava površina brda		
		$Sl_1 = 0,3$	$Sl_2 = 0,45$	$Sl_3 = 0,6$	$Sl_1 = 0,3$	$Sl_2 = 0,45$	$Sl_3 = 0,6$
SKMT 1, $C_{\mu} = 0,09$	SP_x	0	0	1,1	1,8	0,7 (0,5)	0,3
	RP_x	0	0	2,3	3,8	6 (4,3)	9
SKMT 2, $C_{\mu} = 0,044$	SP_x	0	0	0,8	1,3	0,3 (0,5)	0,2
	RP_x	0	0	3	6,3	11 (4,3)	12
SKMT 3, $C_{\mu} = 0,03$	SP_x	0	1,7	0,7	0,8	0,2 (0,5)	0,1
	RP_x	0	2,5	5	8,2	12 (4,3)	15
SKMT 4, $C_{\mu} = 0,012$	SP_x	0	0,9	0,5	0,6	0,1 (0,5)	0,05
	RP_x	0	5,9	9,3	13	18 (4,3)	22,5

Dobivene vrijednosti bezdimenzijskih udaljenosti točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja pokazuju kako je pojava odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja uvjetovana hrapavošću površine brda i nagibom brda, a izrazito je uvjetovana zadanim vrijednostima konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije. Iz postignutih rezultata se može uočiti kako jedino standardne vrijednosti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije (SKMT 1) omogućuju točno modeliranje vrtložnih zona u području iza brda, u skladu s prethodnim mjerenjima [170].

Strujanje inženjerskog AGS-a iznad brda glatke površine najmanjeg nagiba Sl_1 se pokazalo neovisnim o korištenim vrijednostima konstanti modela turbulencije, s obzirom da niti jedna konfiguracija ne dovodi do pojave vrtložne zone iza brda, što je u skladu s prethodnim mjerenjima [171]. Jednake karakteristike strujanja su postignute u slučaju modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda glatke površine nagiba Sl_2 kada su korišteni SKMT 1

i 2. U slučaju korištenja SKMT 3 za računalno modeliranje strujanje inženjerskog AGS-a iznad brda nagiba Sl_2 , uz nizvodnu padinu brda nastaje mala i kratka vrtložna zona ($SP_x \approx 1,7$, $RP_x \approx 2,5$). Veća vrtložna zona se postiže korištenjem SKMT 4 ($SP_x \approx 0,9$, $RP_x \approx 5,9$). Kod strujanja iznad brda glatke površine nagiba Sl_3 , svaki korišteni skup konstanti modela turbulencije generira pojavu vrtložne zone, pri čemu duljina vrtložne zone raste (smanjuje se vrijednost udaljenosti točke odvajanja strujanja, a povećava iznos udaljenosti točke ponovnog nalijeganja strujanja) smanjenjem vrijednosti konstante modela turbulencije C_μ .

Računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda hrapavih površina su pokazale kako vrtložna zona nastaje za sve korištene skupove konstanti modela turbulencije i sve razmatrane nagibe (uključujući i nagib Sl_1). Takvi su rezultati u skladu s postojećim računalnim rezultatima [145], kojima je pokazano kako uz nizvodnu padinu brda hrapave površine nagiba Sl_1 nastaje mali vrtlog kada se koristi SKMT 1. Udaljenosti točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja za brdo hrapave površine nagiba Sl_2 su $SP_x \approx 0,7$ i $RP_x \approx 6,0$, kada se koriste standardne vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije (SKMT 1). Udaljenost točke odvajanja u skladu je s rezultatima prethodnih računalnih simulacija u kojima je $SP_x \approx 0,5$ [145], dok se točka odvajanja strujanja dobro poklapa s eksperimentalnom vrijednošću $RP_x \approx 6,5$ [172].

Rezultati u tablici 22. i slike strujnica na slikama 49.–51. pokazuju kako vrtložna zona iza brda raste s porastom nagiba brda, za sve korištene skupove konstanti modela turbulencije. Rastom nagiba brda točka odvajanja strujanja se pomiče prema vrhu brda (vrijednost joj se smanjuje), dok se točka ponovnog nalijeganja strujanja pomiče prema izlaznoj površini računalne domene (vrijednost joj raste). U usporedbi s glatkom površinom brda, rezultati pokazuju da su vrtložne zone puno veće kod strujanja iznad brda hrapave površine. Prethodna su istraživanja [173], [174] potvrdila da hrapavost površine utječe na produljenje vrtložne zone koja nastaje u području nizvodno od vrha brda. Meteorološkim je ispitivanjima pokazano kako povećanje vrijednosti hrapavosti površine utječe na pojavu ranijeg odvajanja strujanja (manji iznos točke odvajanja strujanja), odnosno na pomicanje točke odvajanja strujanja prema vrhu brda [175].

Iz dobivenih rezultata strujanja iznad brda glatkih i hrapavih površina svih modeliranih nagiba se može zaključiti kako vrtložna zona raste sa smanjenjem vrijednosti konstante modela turbulencije C_μ . Najbolji rezultati u usporedbi s mjerenjima [172] (točka ponovnog nalijeganja strujanja $RP_x \approx 6,5$) i računalnim simulacijama [145] ($SP_x \approx 0,5$, $RP_x \approx 4,3$) su

postignuti kod strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda kada se koriste standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije (SKMT 1). Eksperimentalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda hrapave površine je pokazano kako je udaljenost točke odvajanja strujanja $SP_x \approx 1,1$, a udaljenost točke ponovnog nalijeganja strujanja $RP_x \approx 4,6$, čime je potvrđeno da veličina vrtložne zone bitno ovisi o nagibu brda i hrapavosti površine [176].

Još jedan zanimljiv fenomen je izostanak nastanka vrtloga pri strujanju inženjerskog AGS-a iznad brda glatke površine nagiba Sl_2 , kada su korišteni SKTM 1 i 2. To je u skladu s mjerenjima u zračnom tunelu [168] koja su pokazala da u određenim uvjetima nastajanja može doći do izostanka nastanka vrtložne zone iza brda glatke površine i većeg nagiba (za koji bi se očekivalo da dolazi do pojave odvajanja strujanja). Ta pojava je uslijed Prandtlvog fenomena prema kojem kada strujanje prelazi iz područja nad hrapavom površinom u područje nad glatkom površinom, granični sloj uz površinu brda može nastati dublje u području u kojem bi se u protivnom pojavilo odvajanje strujanja i na taj način pomaknuti točku odvajanja strujanja dalje od vrha brda.

Važno je napomenuti kako modifikacija standardnih vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije dovodi do pojave pretjerano velikih vrtložnih zona kada se modelira strujanje inženjerskog AGS-a iznad brda hrapave površine. Tako npr. korištenje najmanjih vrijednosti konstante C_μ (SKMT 4) dovodi do udaljenosti točke odvajanja strujanja $SP_x \approx 0,1$ i udaljenosti točke ponovnog nalijeganja strujanja $RP_x \approx 18$. Vrijednost tako izračunate točke ponovnog nalijeganja strujanja u usporedbi s dostupnim eksperimentalnim vrijednostima ($RP_x \approx 4,3$) [145] je bitno veća.

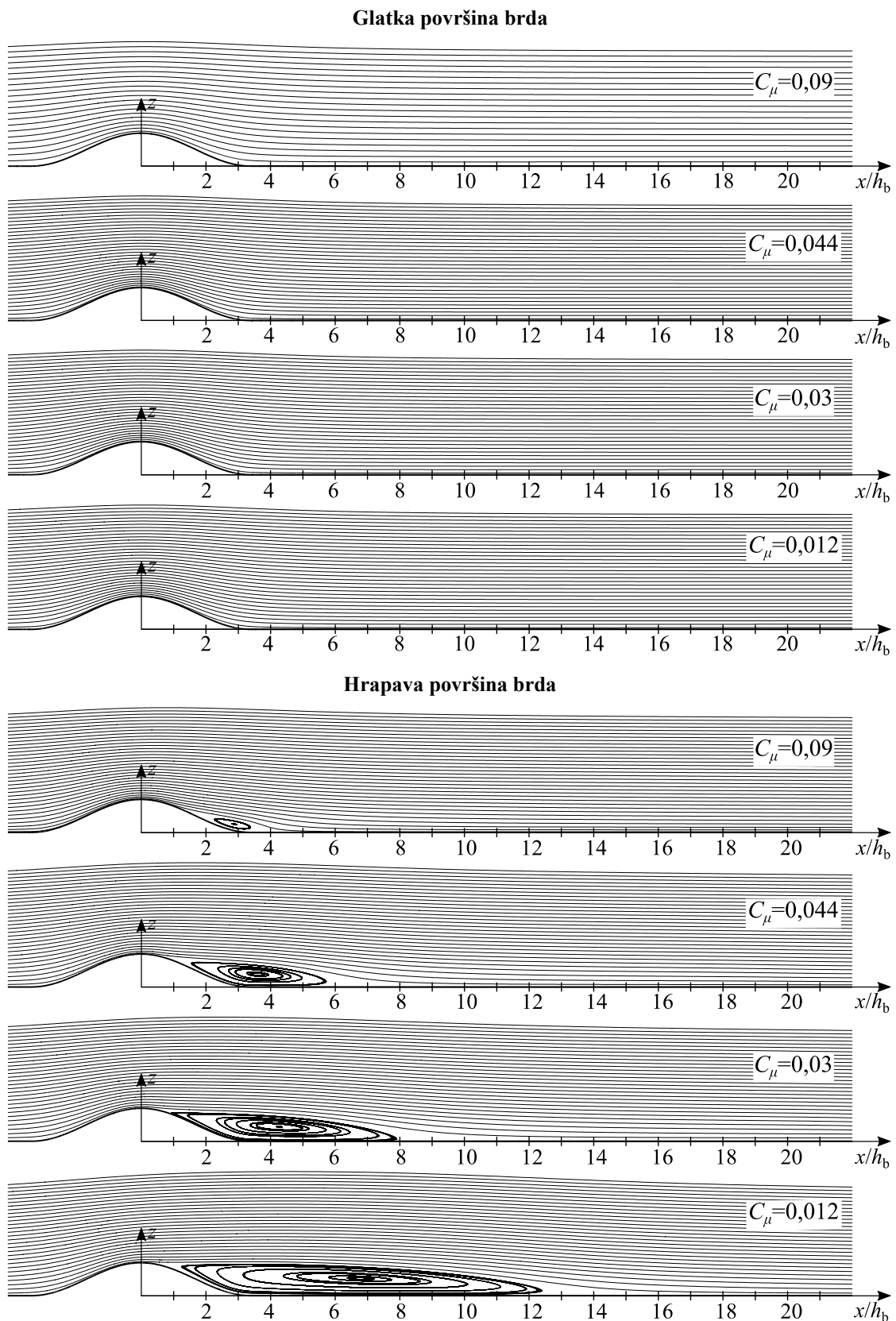
Raspodjele polja kinetičke energije turbulencije dobivene modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini su prikazane na slikama 52.–54. Pritom je modelirano strujanje iznad brda s tri različita nagiba (Sl_1 , Sl_2 i Sl_3), glatkih ili hrapavih površina, koristeći četiri skupa konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije (SKMT 1–4).

Dobiveni rezultati pokazuju kako su vrijednosti kinetičke energije turbulencije u području vrtložnih zona veće kada se modelira strujanje iznad brda većih nagiba (Sl_2 i Sl_3), u usporedbi s vrijednostima dobivenim modeliranjem strujanja iznad brda najmanjeg nagiba Sl_1 . Ako se usporede rezultati dobiveni modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda glatke i hrapave površine, vrijednosti kinetičke energije turbulencije su veće za slučaj strujanja iznad

brda hrapave površine. Vrijednosti kinetičke energije turbulencije se povećavaju sa smanjenjem korištene vrijednosti konstante modela turbulencije C_μ , u skladu s prethodnim računalnim rezultatima koji su pokazali kako smanjenjem iznosa konstante C_μ rastu vrijednosti kinetičke energije turbulencije u području uz vrh brda [142].

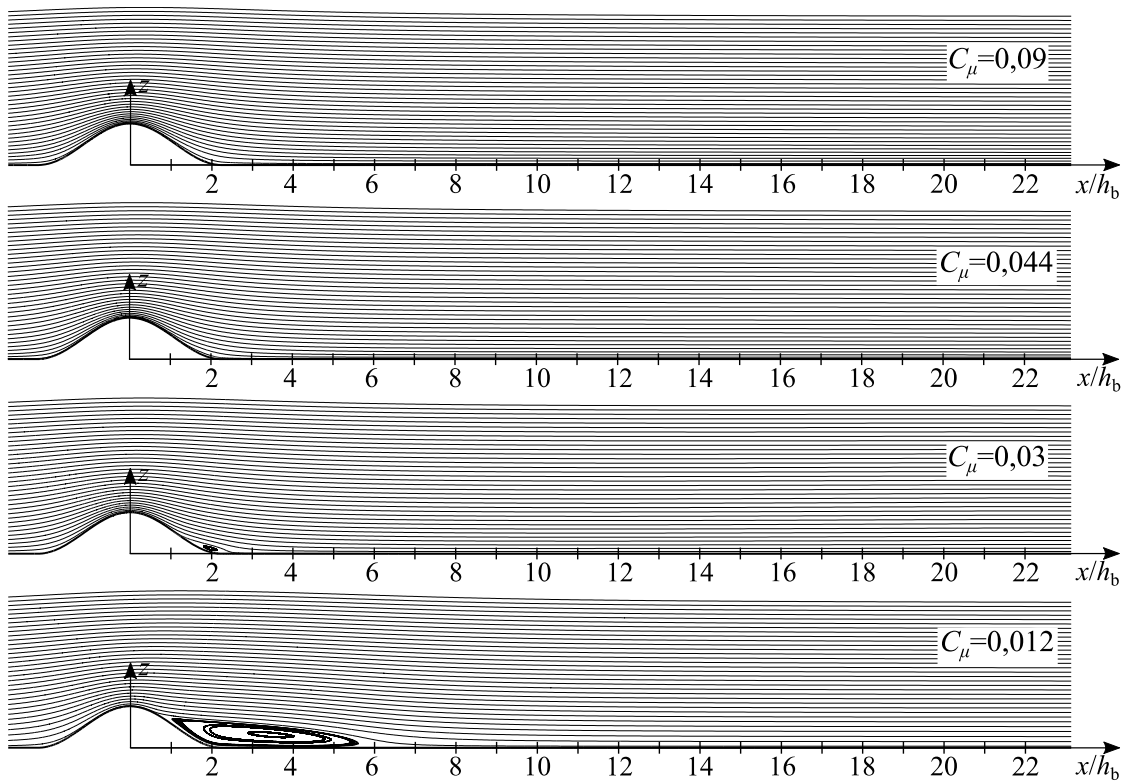
Za slučajeve modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a iznad brda hrapave površine korištenjem modificiranih vrijednosti konstanti modela turbulencije (SKMT 2–4) se pokazalo kako one uzrokuju polja izrazito visokih vrijednosti kinetičke energije turbulencije u području vrtložne zone koje se šire nizvodno prema izlazu iz računalne domene. Rezultati pokazuju kako se to širenje povećava sa smanjenjem iznosa konstante modela turbulencije C_μ , što u konačnici dovodi i do pretjerano velikih vrtložnih zona prikazanih na slikama 49.–51.

S obzirom da se vrijednosti kinetičke energije turbulencije u računalnoj domeni računaju iz transportnih jednadžbi standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije danih jednadžbama (65) i (66), velike razlike u izračunatim vrijednostima kinetičke energije turbulencije se javljaju zbog korištenih modificiranih vrijednosti konstanti modela turbulencije C_μ i σ_ε .

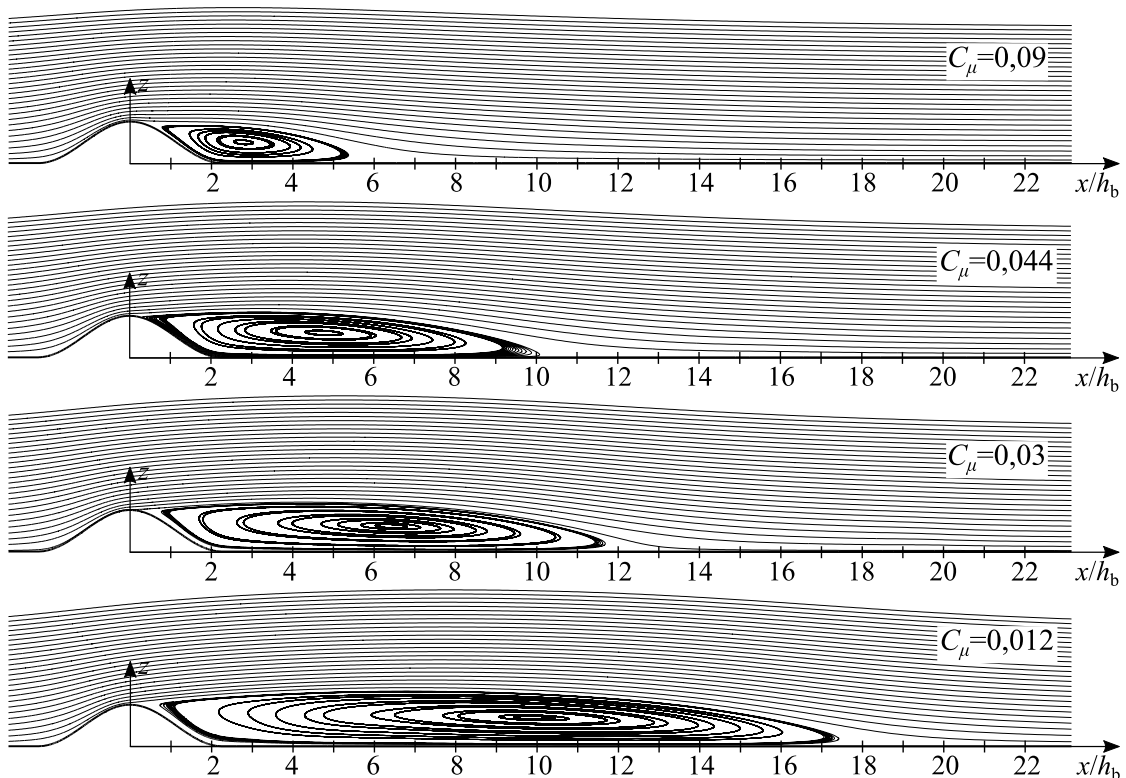


Slika 49. Usporedba strujnica generiranih računalom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_1 = 0,3$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije.

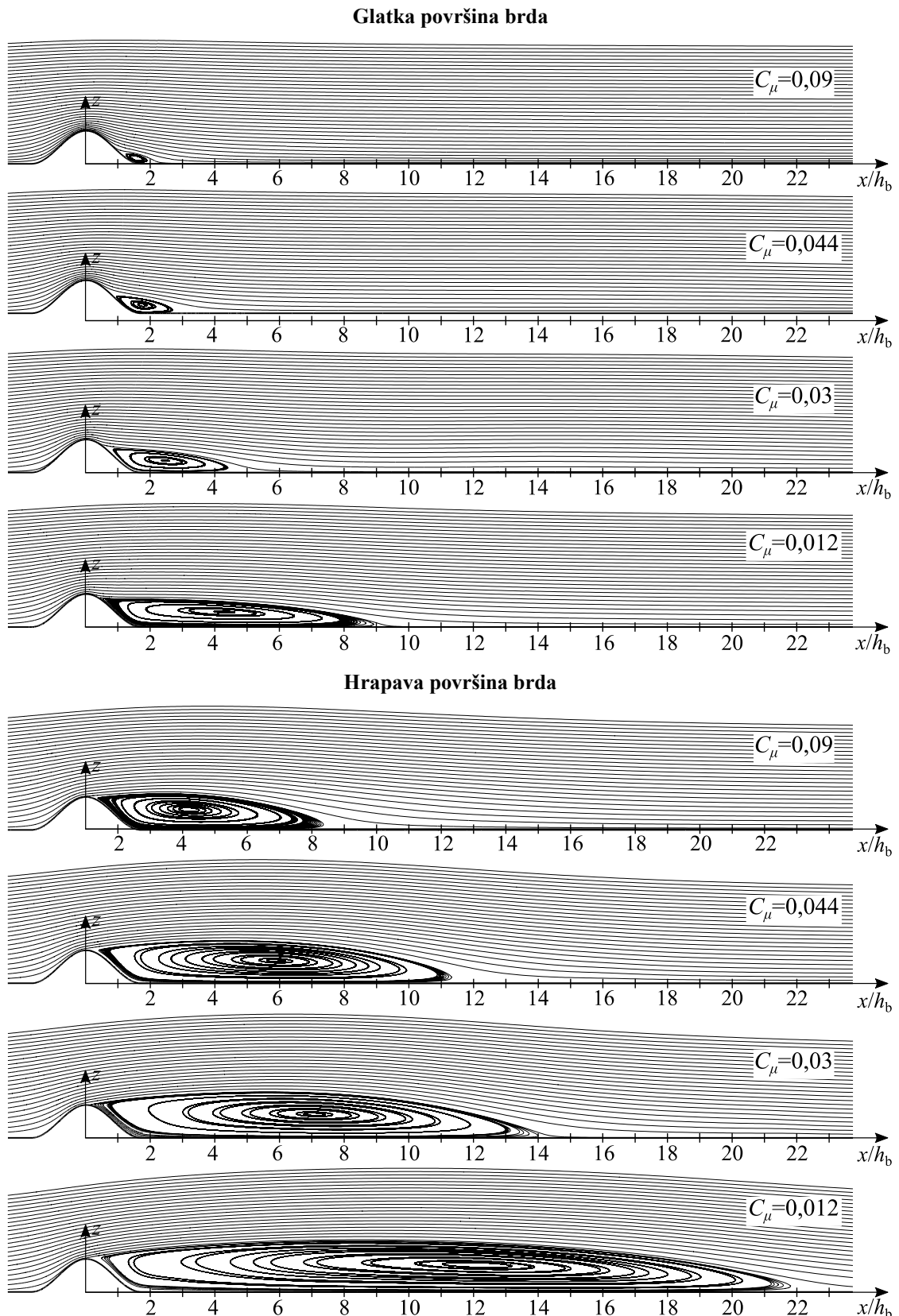
Glatka površina brda



Hrapava površina brda

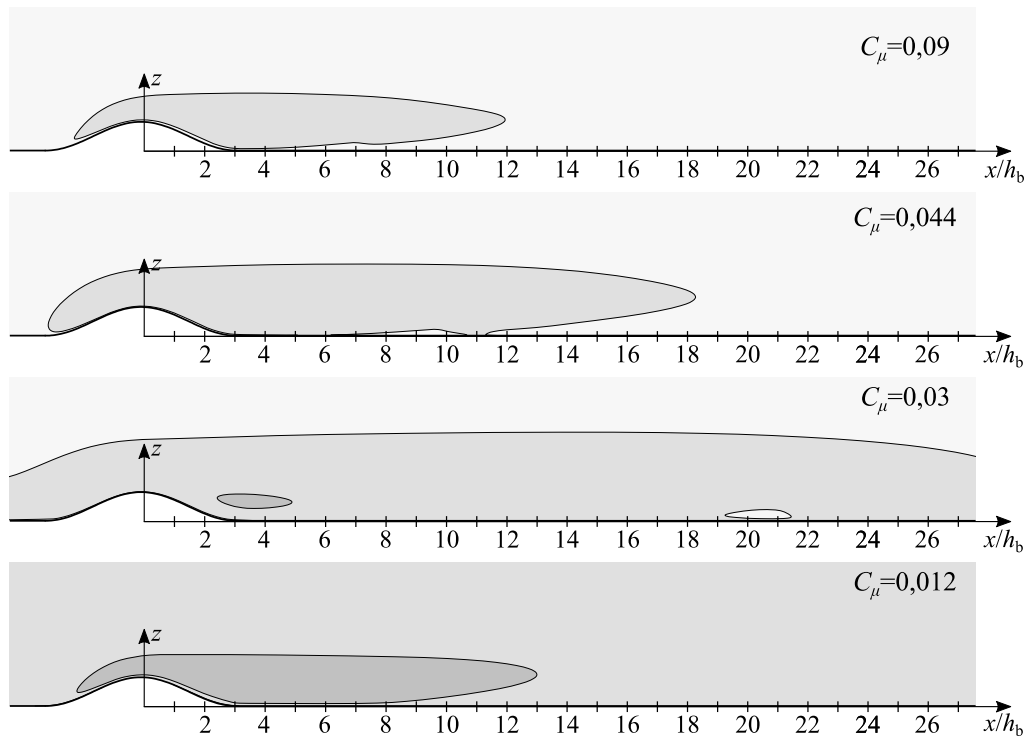


Slika 50. Usporedba strujnica generiranih računom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_2 = 0,45$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije.

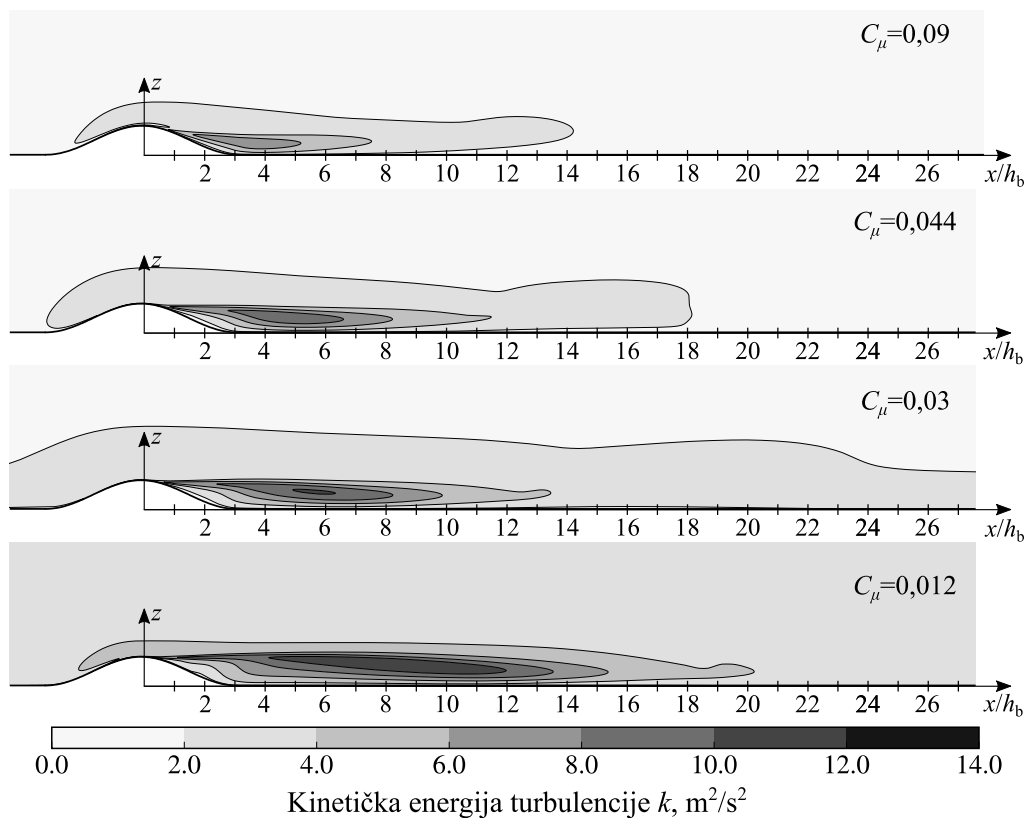


Slika 51. Usporedba strujnica generiranih računalom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_3 = 0,6$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije.

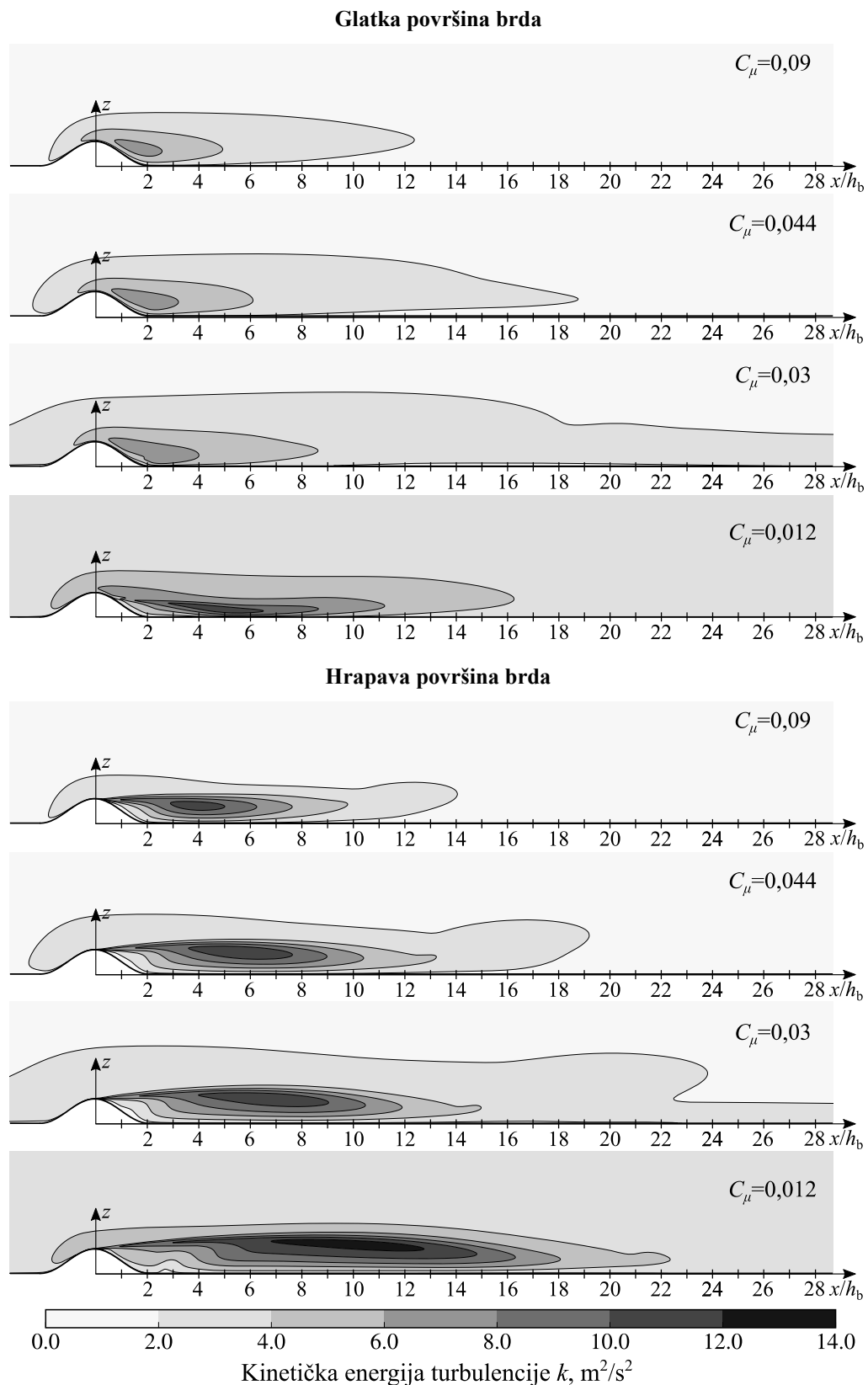
Glatka površina brda



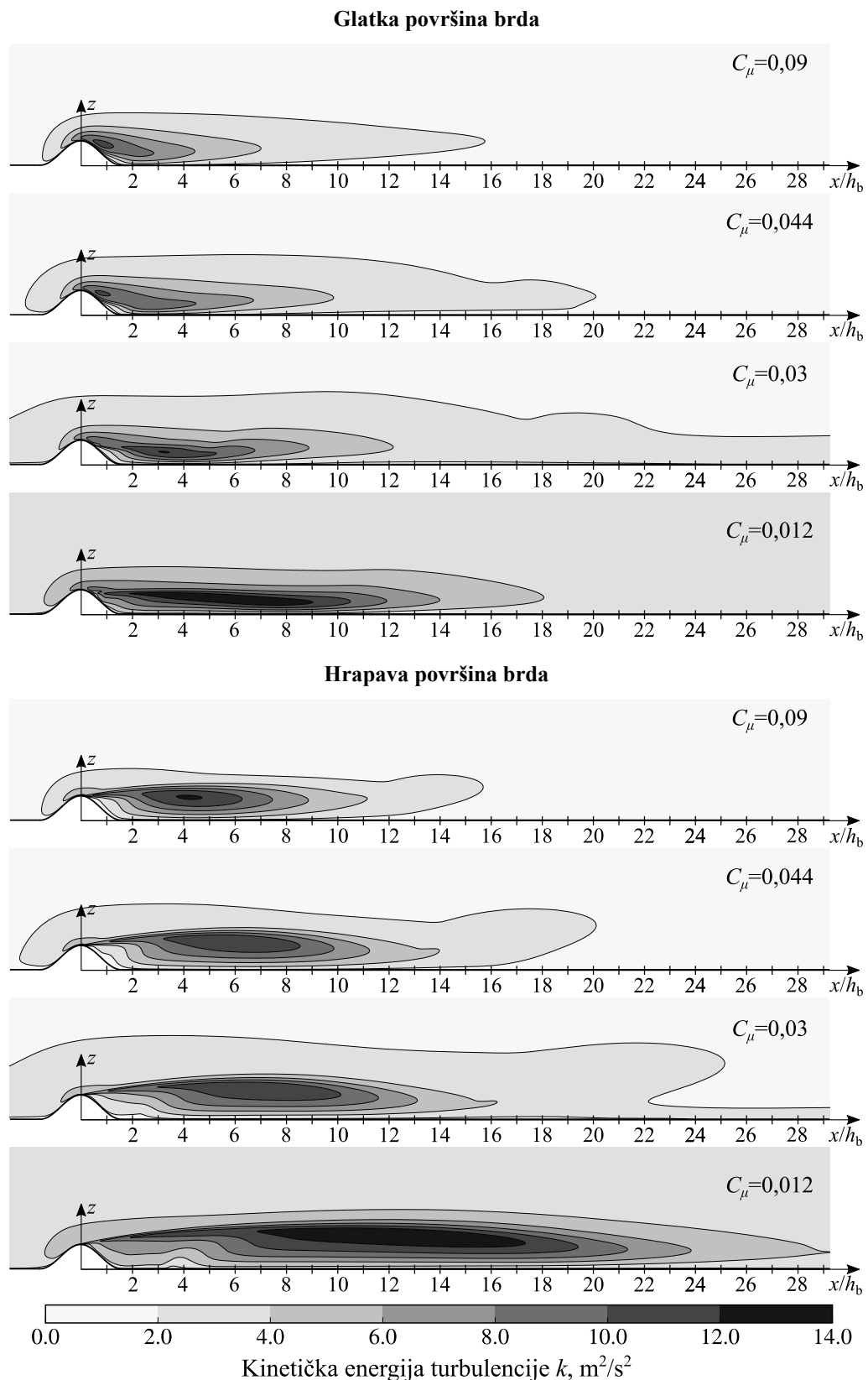
Hrapava površina brda



Slika 52. Usporedba polja kinetičke energije turbulencije k generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_1 = 0,3$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije.



Slika 53. Usporedba polja kinetičke energije turbulencije k generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_2 = 0,45$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije.



Slika 54. Usporedba polja kinetičke energije turbulencije k generiranih računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini iznad brda glatke i hrapave površine nagiba $Sl_3 = 0,6$, uz korištenje različitih skupova konstanti modela turbulencije.

6.3. Procjena udobnosti pješaka uslijed strujanja vjetra oko uzdignute zgrade

S ciljem ispitivanja utjecaja novog računalnog modela inženjerskog AGS-a na procjenu udobnosti pješaka u okolini modela izdignute zgrade, modelirano je strujanje koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Pritom je, radi usporedbe rezultata, strujanje oko modela uzdignute zgrade modelirano i primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Dodatno je napravljena i računalna simulacija procjene udobnosti pješaka bez primjene dodatne masene sile, s ciljem utvrđivanja činjenice utječe li dodatna masena sila uvrštena u jednadžbu količine gibanja na karakteristike strujanja u okolini jezgre uzdignute zgrade.

Profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koji se koriste kao ulazni profili pri računalnom modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade su prethodno generirani tehnikom domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Osim primjenom tehnike domene preteče, računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni su provedene primjenom tehnike domene sljednika. Usporedbom dobivenih rezultata je moguće ispitati je li moguće tehnikom domene preteče generirati raspodjele osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i naprezanja u skladu s rezultatima dobivenim tehnikom domene sljednika i dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela. Naime, tehnika domene preteče za razliku od tehnike domene sljednika ne zahtijeva dodatnu ugradnju rubnih uvjeta u računalni algoritam.

Provedena je analiza homogenosti strujanja u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni primjenom tehnike domene sljednika bez dodatne masene sile uvrštene u jednadžbu količine gibanja ($WS_x(z) = 0$), a kada se kao ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$ koriste profili generirani primjenom tehnike domene preteče koristeći korigiranu dodatnu masenu silu. Potvrđivanje homogenosti takvog strujanja je važan preduvjet za računalnu simulaciju udobnosti pješaka u okolini jezgre uzdignute zgrade bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$), a kada se na ulazu u trodimenzionalnu računalnu domenu koriste profili generirani tehnikom domene preteče uz primjenu korigiranih vrijednosti dodatne masene sile.

6.3.1. Modeliranje strujanja u praznoj računalnoj domeni

Homogenost strujanja (profila osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije) u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni i utjecaj korištene tehnike generiranja strujanja na izračunate profile osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije su određeni izračunom maksimalnih srednjih pogrešaka homogenosti strujanja definiranih izrazom (210) i srednjih pogrešaka tehnike generiranja strujanja definiranih izrazom (213).

Tablica 23. Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja (u postotcima) izračunate za strujanja ostvarena koristeći tehniku domene sljednika primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$ i BFD $WS_x(z) = 0$) promjenjiva po visini.

	SSD		PD		BFD $WS_x(z)$		BFD $WS_x(z) = 0$					
	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$			
STD $k-\epsilon$	0,1	0,52	0,77	0,1	2,18	3,43	0,02	0,06	0,11	0,11	0,34	1,31
RNG $k-\epsilon$	0,19	3,28	4,83				0,44	0,45	1,95	0,09	0,52	1,15
Realizable $k-\epsilon$	0,2	2,43	2,83				0,58	0,6	1,47	0,18	0,44	0,88
Wilcoxov $k-\omega$	0,16	2,22	3,26	0,16	2,42	3,55	0,02	0,1	0,15	0,12	0,2	0,56
Menterov $k-\omega$ SST	0,18	2,67	3,79	0,18	3,4	4,53	0,02	0,1	0,14	0,12	0,19	0,55

Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja su određene samo za strujanja izračunata primjenom tehnike domene sljednika (s obzirom da tehnika domene preteče osigurava homogenost strujanja zbog primjene Neumannovog rubnog uvjeta na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene), a nisu određene za strujanja generirana primjenom računalnog

modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka, u kombinaciji s RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modelima turbulencije. Razlog je taj što za spomenuti model inženjerskog AGS-a i modele turbulencije do sada nisu izvedeni ulazni profili osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinetičke energije turbulencije $k(z)$ i disipacije $\varepsilon(z)$ ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije $\omega(z)$. Maksimalne pogreške homogenosti strujanja su prikazane u tablici 23.

Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja su prikazane u tablici 24. Pogreške nisu određene za slučaj proračuna strujanja modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka koristeći RNG $k-\varepsilon$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modele turbulencije, iz istih razloga iz kojih za navedene slučajeve nisu izračunate pogreške homogenosti strujanja.

Tablica 24. Srednje pogreške tehnike generiranja strujanja (u postotcima) modeliranih primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD) i sila gradijenta tlaka (PD).

	SSD			PD		
	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$	$\bar{u}(z)$	$k(z)$	$\tau_{zx}(z)/\rho$
STD $k-\varepsilon$	0,29	1,39	1,64	2,65	1,2	2,18
RNG $k-\varepsilon$	0,56	5,72	6,37			
<i>Realizable</i> $k-\varepsilon$	0,78	4,6	5,24			
Wilcoxov $k-\omega$	0,27	5,1	5,25	5,11	2,94	3,65
Menterov $k-\omega$ SST	0,46	5,83	6,49	6,82	3,5	4,51

Maksimalne srednje pogreške homogenosti strujanja dobivene primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila ne prelaze vrijednost 5%, što ukazuje na činjenicu da su generirana strujanja homogena bez obzira na to koji je model inženjerskog AGS-a ili turbulencije korišten. Općenito su najveće pogreške homogenosti strujanja izračunate za profile naprezanja i za strujanja inženjerskog AGS-a koja su uzrokovana smičnom silom i silom gradijenta tlaka (SSD i PD). Razlog tome je što profili naprezanja sadrže pogreške homogenosti turbulentne viskoznosti i gradijenta brzine.

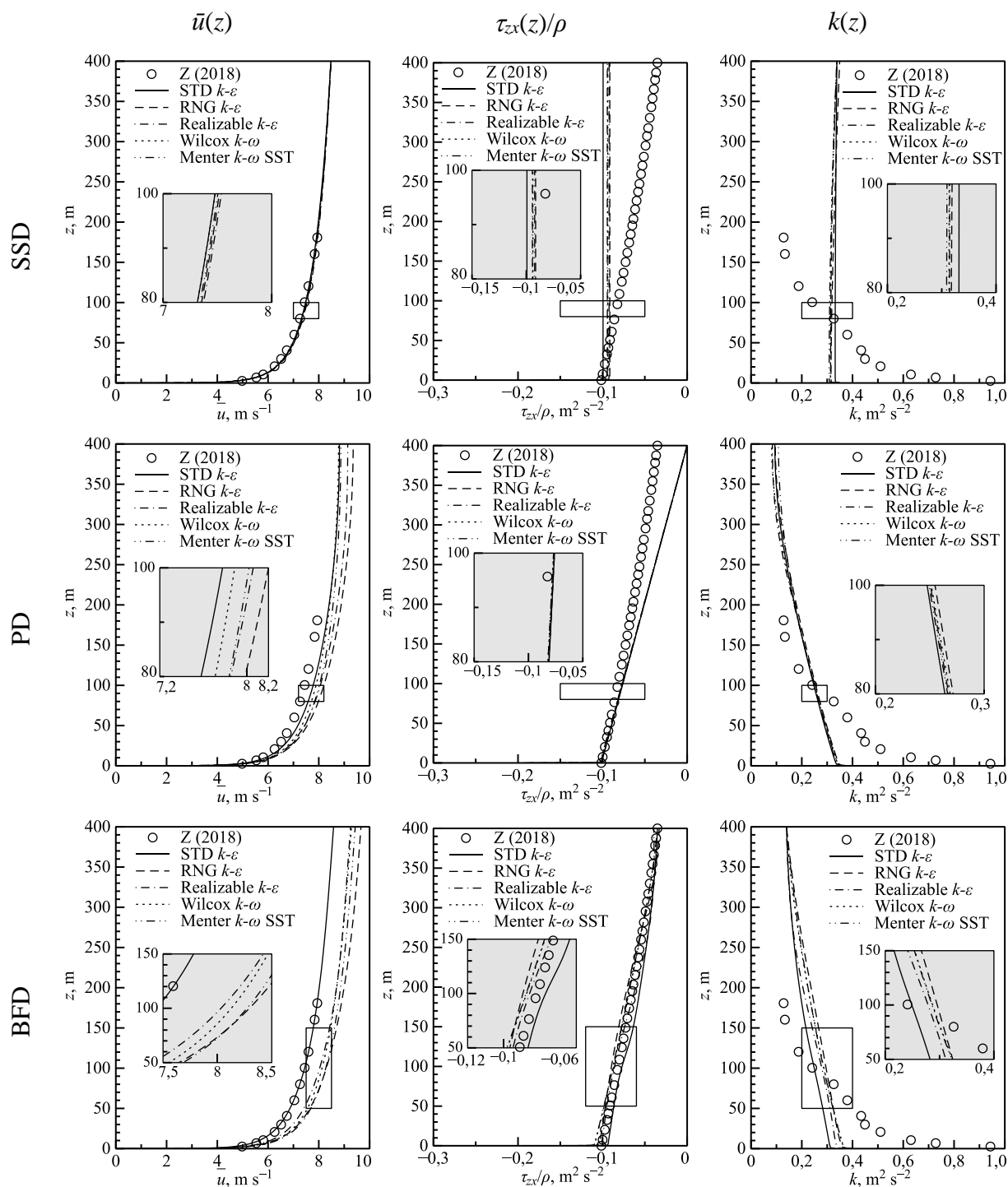
Očekivano najmanje pogreške homogenosti strujanja su izračunate iz rezultata strujanja inženjerskog AGS-a generiranog primjenom dodatne masene sile, a koja je također korištena

tijekom računalnih simulacija strujanja tehnikom domene sljednika (slučaj BFD $WS_x(z)$). Iz dobivenih rezultata se može zaključiti kako odabir računalnog modela nema značajan utjecaj na homogenost strujanja u računalnoj domeni. Pritom se iz dobivenih vrijednosti pogrešaka homogenosti strujanja pokazalo da se OpenFOAM[®] algoritam može koristiti za računalno modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a primjenom tehnike domene sljednika koristeći relevantne RANS modele turbulencije.

S obzirom da maksimalne izračunate srednje pogreške tehnike generiranja strujanja ne prelaze 7%, može se zaključiti kako se tehnika domene preteče može koristiti za modeliranje inženjerskog AGS-a primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Pritom su najveće pogreške izračunate za strujanja generirana korištenjem Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije prilikom modeliranja inženjerskog AGS-a primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka i smična sila.

Profili osrednjene brzine, naprezanja i kinetičke energije turbulencije generirani koristeći tehniku domene preteče u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD) su prikazani na slici 55. u usporedbi s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela [162]. Profili su izračunati korištenjem pet najčešće korištenih RANS modela turbulencije, tj. standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije.

Profili osrednjene brzine dobiveni koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije u kombinaciji s modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i dodatna masena sila promjenjiva po visini se najbolje podudaraju s dostupnim mjerenjima [162], dok model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka generira profile u kojima su vrijednosti veće od onih dobivenih mjerenjima u zračnom tunelu. Što se tiče modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila, jedino je standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije u mogućnosti uspješno modelirati izmjerene vrijednosti osrednjene brzine, dok ostali modeli turbulencije generiraju vrijednosti veće od onih dobivenih mjerenjima u zračnom tunelu (najveće vrijednosti dobivene su korištenjem RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije).



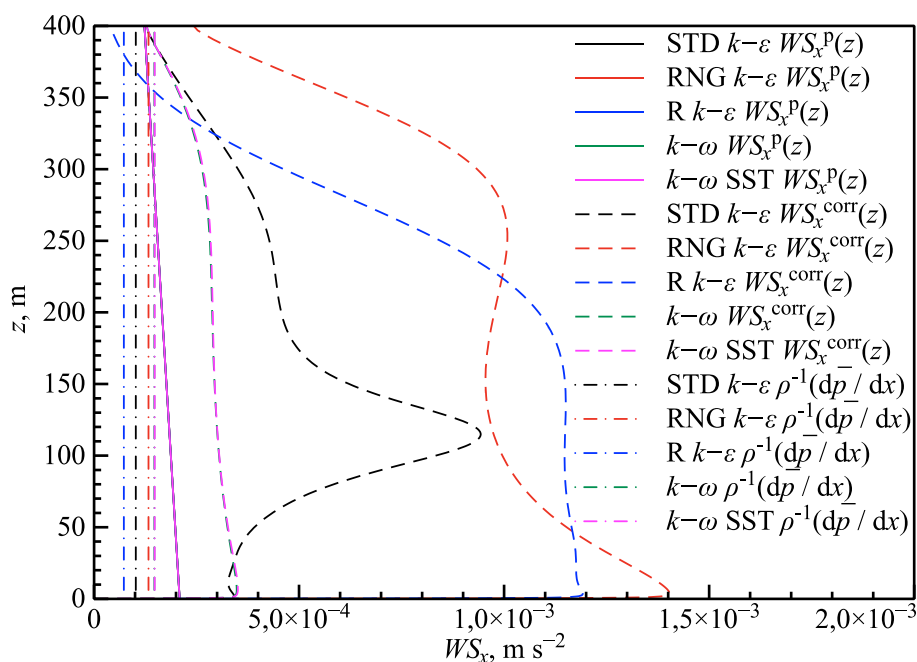
Slika 55. Rezultati osrednjene brzine $\bar{u}(z)$, kinematičkog napreznja $\tau_{zx}(z)/\rho$ i kinetičke energije turbulencije $k(z)$ dobiveni tehnikom domene preteče koristeći modele inženjerskog AGS-a u kojima su strujanja uzrokovana smičnom silom (SSD), silom gradijenta tlaka (PD) i dodatnom masenom silom (BFD), te različite RANS modele turbulencije. Rezultati su uspoređeni s dostupnim mjerenjima iz zračnog tunela – Z (2018) [162].

Raspodjele kinetičke energije turbulencije generirane modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila se relativno dobro podudaraju s mjerenjima na visinama većim od $z = 70$ m, dok su na manjim visinama dobivene vrijednosti

bitno manje od vrijednosti izmjerenih u zračnom tunelu. Razlog takvoj raspodjeli kinetičke energije turbulencije je što za potrebe modeliranja strujanja u okolini uzdignute zgrade nije modeliran dodatni utjecaj neaktivne turbulencije (korištene su standardne vrijednosti konstanti modela turbulencije).

Usporedbom raspodjela dobivenih korištenim modelima turbulencije se može uočiti kako svi modeli turbulencije generiraju jednake profile kinetičke energije turbulencije kada se strujanja modeliraju računalnim modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka. Najveće razlike između računalnih rezultata se mogu uočiti u slučaju modeliranja strujanja inženjerskog AGS-a primjenom dodatne masene sile promjenjive po visini. Pritom RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST modeli turbulencije generiraju malo veće vrijednosti kinetičke energije turbulencije od rezultata postignutih korištenjem standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije.

Što se tiče raspodjele naprezanja, jedino je korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini moguće generirati profile naprezanja u skladu s Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove [86]. Razlog tome je upotreba korekcijske procedure ugrađene u računalni algoritam kojom se tijekom računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni (tehnikom domene preteče) početne vrijednosti dodatne masene sile korigiraju sve dok računalne vrijednosti naprezanja ne postignu poznate vrijednosti (u slučaju Deaves-Harrisovog modela za jake vjetrove to je polinom drugog stupnja). Računalni model inženjerskog AGS-a u kojem je strujanje uzrokovano smičnom silom generira puno manje vrijednosti naprezanja od onih predviđenih Deaves-Harrisovim modelom za jake vjetrove (osim uz nepropusnu stijenu na kojoj je zidnom funkcijom modelirana ciljana vrijednost). Vrijednosti naprezanja i kinetičke energije turbulencije ostaju konstantne s porastom visine u računalnoj domeni, u skladu s pretpostavkama modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila zadana na gornjoj površini računalne domene [50]. Dobivene vrijednosti naprezanja izračunate korištenjem modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka se dobro podudaraju s mjerenjima do visine $z = 100$ m, dok su na većim visinama dobivene vrijednosti veće od izmjerenih u zračnom tunelu. Pritom vrijednosti naprezanja generirane tim računalnim modelom opadaju linearno s porastom visine, u skladu s teorijskim pretpostavkama modela [85]. Što se tiče utjecaja korištenih RANS modela turbulencije na računalno generirane raspodjele naprezanja, ne postoje značajne razlike u ostvarenim rezultatima.



Slika 56. Profili početnih $WS_x^P(z)$ i korigiranih $WS_x^{corr}(z)$ vrijednosti dodatne masene sile izračunati tijekom računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj dvodimenzionalnoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene preteče primjenom standardnog $k-\varepsilon$ (STD $k-\varepsilon$), RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$ (R $k-\varepsilon$), Wilcoxovog $k-\omega$ ($k-\omega$) i Menterovog $k-\omega$ SST ($k-\omega$ SST) modela turbulencije, u usporedbi s ekvivalentnim vrijednostima gradijenta tlaka koje se generiraju u praznoj računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile ($WS_x(z) = 0$) – $\rho^{-1}(d\bar{p}/dx)$.

Profili početnih $WS_x^P(z)$ i korigiranih $WS_x^{corr}(z)$ vrijednosti dodatne masene sile generirani tehnikom domene preteče u dvodimenzionalnoj računalnoj domeni primjenom novog računalnog modela inženjerskog AGS-a koristeći pet različitih RANS modela turbulencije su prikazani na slici 56. Profili su prikazani u usporedbi s vrijednostima ekvivalentnog gradijenta tlaka koje se u praznoj računalnoj domeni generiraju korištenjem tehnike domene sljednika bez primjene dodatne masene sile.

Iz prikazanih profila se može zaključiti kako su početne vrijednosti dodatne masene sile $WS_x^P(z)$ jednake za sve modele turbulencije i imaju linearnu raspodjelu, s obzirom da su izračunate derivacijom eksperimentalnih vrijednosti naprezanja aproksimiranih raspodjelom koja vrijedi u slučaju strujanja jakih vjetrova [86] (polinom drugog stupnja) koristeći izraz (209). Generirani profili korigiranih vrijednosti dodatne masene sile $WS_x^{corr}(z)$ ukazuju na činjenicu da korišteni RANS modeli turbulencije utječu na korekcijsku proceduru ugrađenu u računalni algoritam, s obzirom da se razlike između dobivenih profila korigiranih vrijednosti dodatne masene sile generiranih različitim modelima turbulencije jasno mogu uočiti. Pritom su najmanje vrijednosti dodatne masene sile ostvarene koristeći Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov

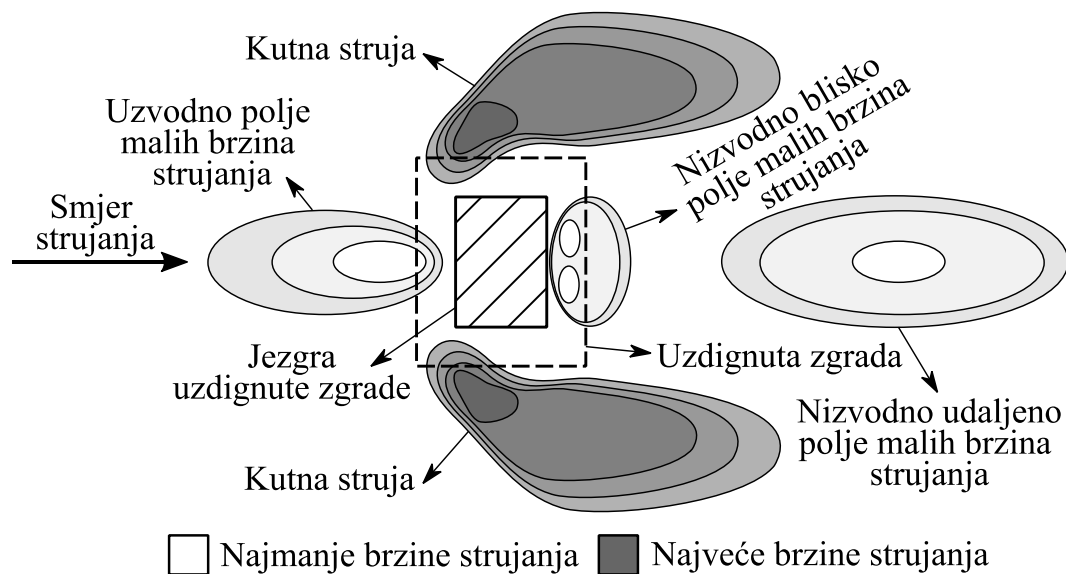
k - ω SST model turbulencije, dok su bitno veće vrijednosti dobivene standardnim k - ε , RNG k - ε i *realizable* k - ε modelima turbulencije. Očito je kako RANS modeli turbulencije temeljeni na disipaciji kinetičke energije turbulencije generiraju veće vrijednosti dodatne masene sile od modela temeljenih na specifičnoj disipaciji kinetičke energije turbulencije.

Vrijednosti gradijenta tlaka prikazane na slici 56. su izračunate iz rezultata računalnih simulacija strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene sljednika i ulaznih profila osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije (izračunatih tehnikom domene preteče i primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini), bez primjene dodatne masene sile. Iz prikazanih vrijednosti gradijenta tlaka se može zaključiti kako se u slučaju korištenja tehnike domene sljednika bez primjene dodatne masene sile u računalnoj domeni generira srednja vrijednost ekvivalentne sile gradijenta tlaka (vrijednost koja otprilike odgovara početnoj vrijednosti dodane masene sile) koja u tome slučaju uzrokuje strujanje kroz računalnu domenu i na taj način osigurava homogenost strujanja. Time je opravdano korištenje profila generiranih tehnikom domene preteče i modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, kao ulaznih profila u računalnoj domeni kada se koristi tehnika domene sljednika bez primjene dodatne masene sile, s obzirom da ekvivalentni gradijent tlaka osigurava da homogenost strujanja ostane u prihvatljivim granicama (maksimalne izračunate pogreške homogenosti strujanja u tom su slučaju manje od 2%, prema vrijednostima prikazanim u tablici 23.).

6.3.2. Modeliranje strujanja oko uzdignute zgrade

Prijašnjim eksperimentalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a oko modela uzdignute zgrade je istražen utjecaj geometrijske konfiguracije zgrade i oblika rubova jezgre uzdignute zgrade na generirana polja strujanja osrednjene brzine na visini $z = 2$ m u okolini jezgre zgrade [161]. Shematski prikaz glavnih karakteristika polja osrednjene brzine (kreiran na temelju rezultata mjerenja u zračnom tunelu [161]) koje se formiraju na visini $z = 2$ m u okolini jezgre modela zgrade (pravokutnog poprečnog presjeka jezgre) je prikazan na slici 57. Mjerenja su potvrdila kako uzvodno ispred prednje površine jezgre uzdignute zgrade nastaje zona strujanja malih brzina. Zone malih brzina strujanja se također formiraju i nizvodno od stražnje površine jezgre uzdignute zgrade (jedna manja zona odmah uz stražnju površinu i jedna veća zona podalje od stražnje površine). Mjerenja u zračnom tunelu su pokazala kako se

maksimalne brzine strujanja oko uzdignute zgrade pravokutnog poprečnog presjeka jezgre javljaju uz rubove prednje površine jezgre (u kutnoj struji). Ta struja visokih brzina se pritom širi nizvodno uz bočne površine jezgre zgrade.



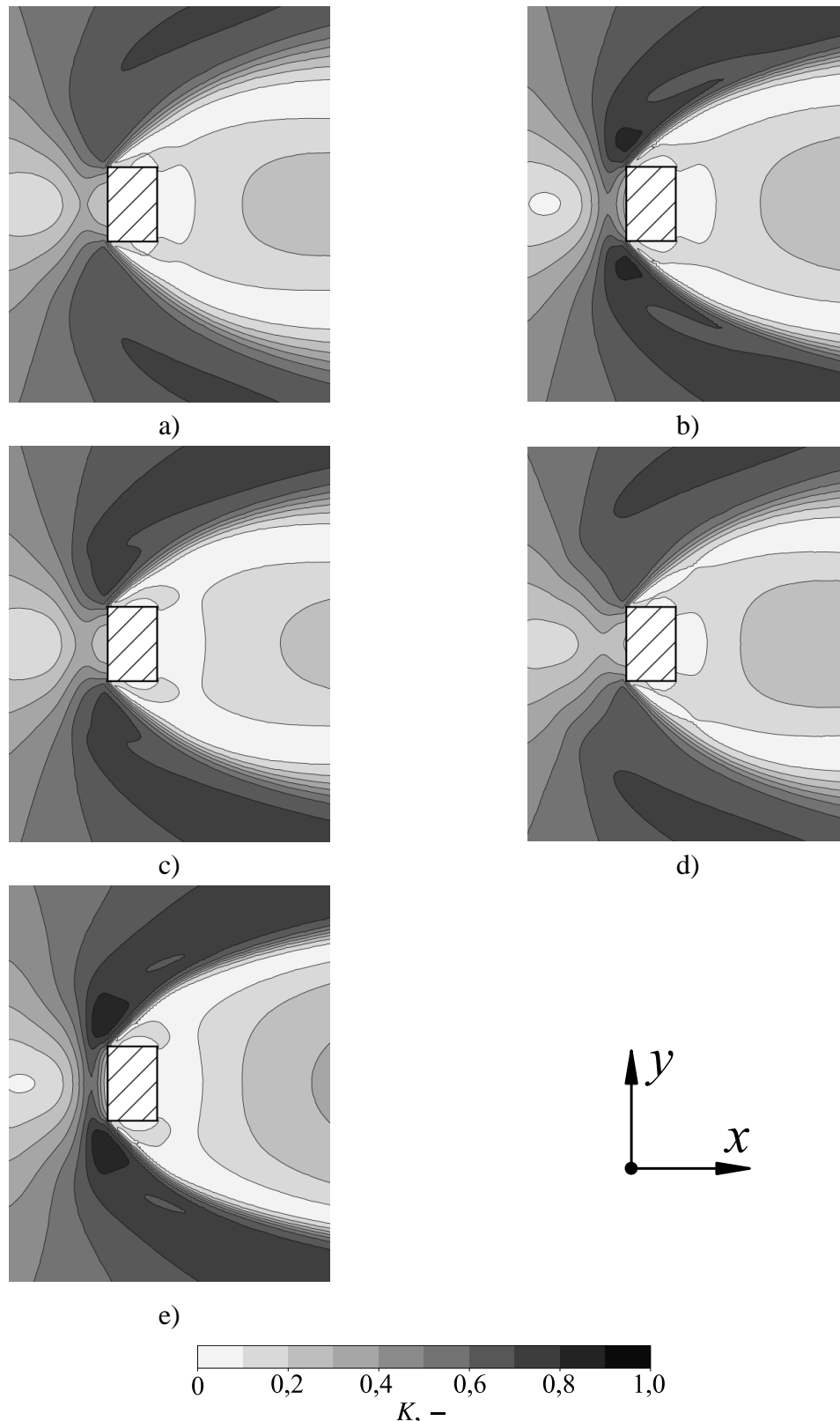
Slika 57. Shematski prikaz karakteristika strujanja u okolini uzdignute zgrade na udaljenosti $z = 2$ m od tla na temelju dostupnih mjerenja [157].

Rezultati dobiveni računalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini, koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije, potvrđuju kako ispred prednje površine jezgre zgrade nastaje polje malih brzina strujanja te uz rubove prednje površine jezgre polja velikih brzina strujanja. Računalnim simulacijama su uspješno modelirana polja manjih brzina strujanja uz stražnju površinu jezgre zgrade, ali polja malih brzina strujanja podalje od stražnje površine jezgre nisu uspješno modelirana jer su izračunate brzine veće od onih koje predviđaju eksperimenti.

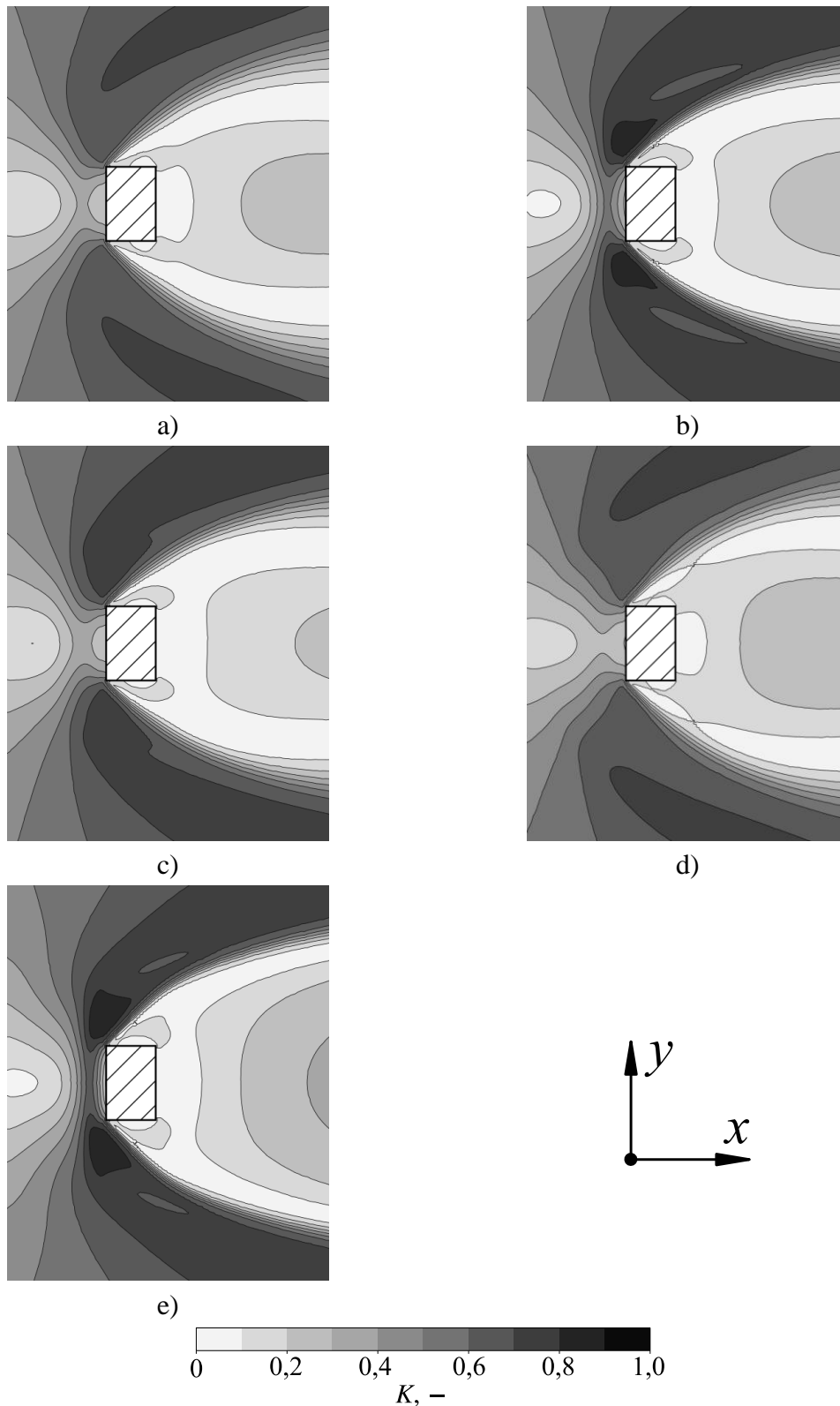
Raspodjele polja prirasta osrednjene brzine K , izračunatih koristeći izraz (215), su prikazane na slikama 58.–61. Raspodjele su generirane primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (s korištenjem dodatne masene sile – BFD $WS_x(z)$ i bez korištenja dodatne sile – BFD $WS_x(z) = 0$) promjenjiva po visini, korištenjem pet različitih RANS modela turbulencije (standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije). Dobivene raspodjele polja prirasta osrednjene brzine su kvalitativno međusobno uspoređene kako bi se ispitaio utjecaj novog računalnog modela inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini na karakteristike strujanja u

okolini jezgre uzdignute zgrade. Validacija računalnih rezultata je provedena na temelju izračunatih vrijednosti maksimalnog prirasta osrednjene brzine K_{\max} , te iznosa pogrešaka prirasta osrednjene brzine e_k izračunatih na temelju mjerenja [162], primjenom izraza (214) i (217). Kvantitativna usporedba dobivenih maksimalnih vrijednosti prirasta osrednjene brzine i pogrešaka prirasta osrednjene brzine primjenom korištenih modela inženjerskog AGS-a i RANS modela turbulencije je prikazana na slici 62.

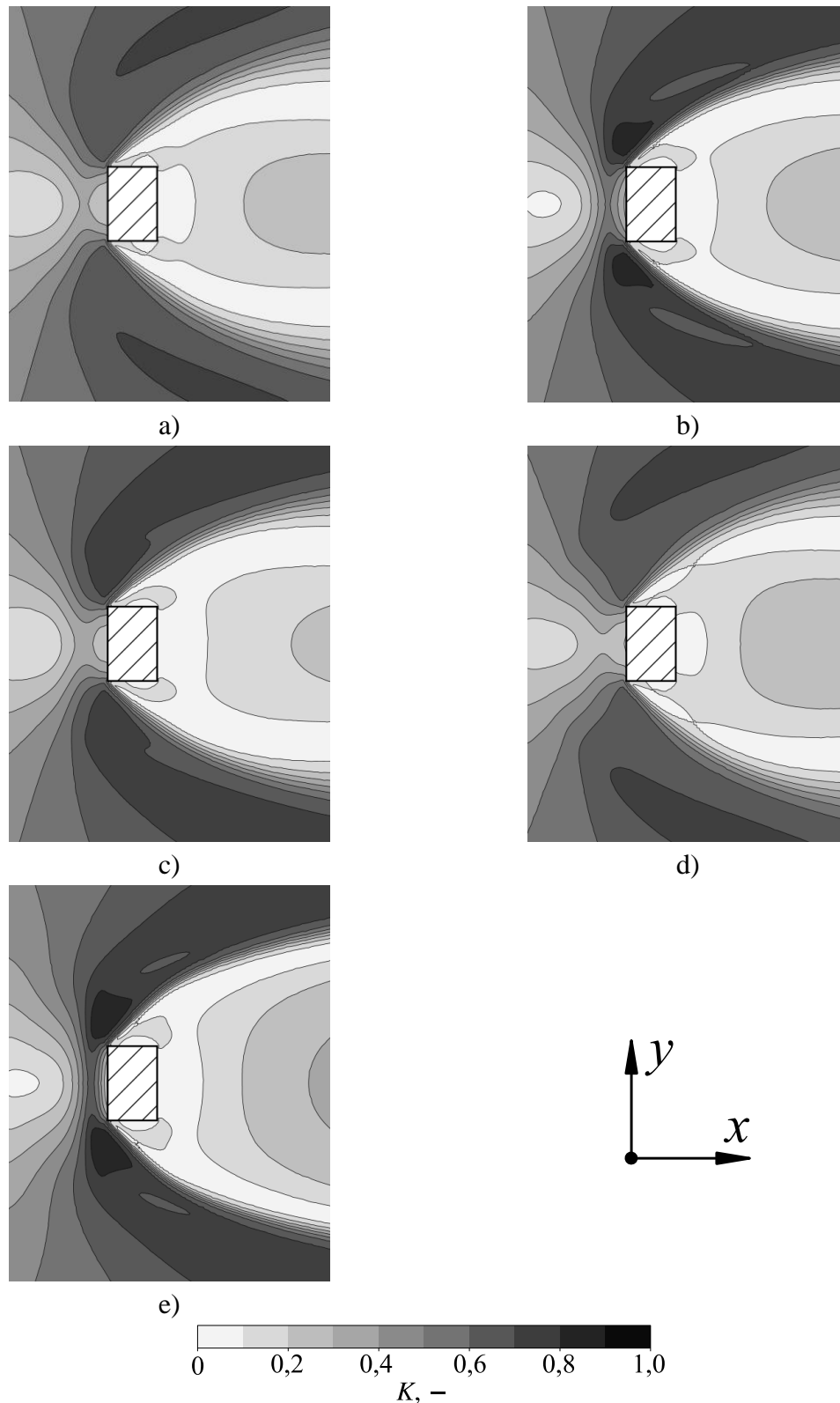
Prikazani rezultati pokazuju kako je generiranje polja osrednjene brzine uvjetovano korištenim RANS modelom turbulencije. Tako se na temelju prikazanih polja prirasta osrednjene brzine može uočiti kako standardni $k-\varepsilon$ i Wilcoxov $k-\omega$ model turbulencije uzrokuju slične raspodjele polja osrednjenih brzina u okolini jezgre uzdignute zgrade, pri čemu su Wilcoxovim $k-\omega$ modelom dobivene malo veće zone maksimalnih brzina. Zanimljivo je kako u usporedbi s ostalim modelima turbulencije, standardni $k-\varepsilon$ i Wilcoxov $k-\omega$ model turbulencije generiraju veće vrijednosti brzina u zoni malih brzina koja nastaje nizvodno uz stražnju površinu jezgre zgrade. U usporedbi s rješenjima dobivenim standardnim $k-\varepsilon$ i Wilcoxovim $k-\omega$ modelima turbulencije, *realizable* $k-\varepsilon$ modelom turbulencije se generira bitno veće područje velikih brzina strujanja uz rubove prednje površine jezgre zgrade. Područje velikih brzina uz rubove prednje površine jezgre zgrade je uspješno modelirano korištenjem RNG $k-\varepsilon$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije.



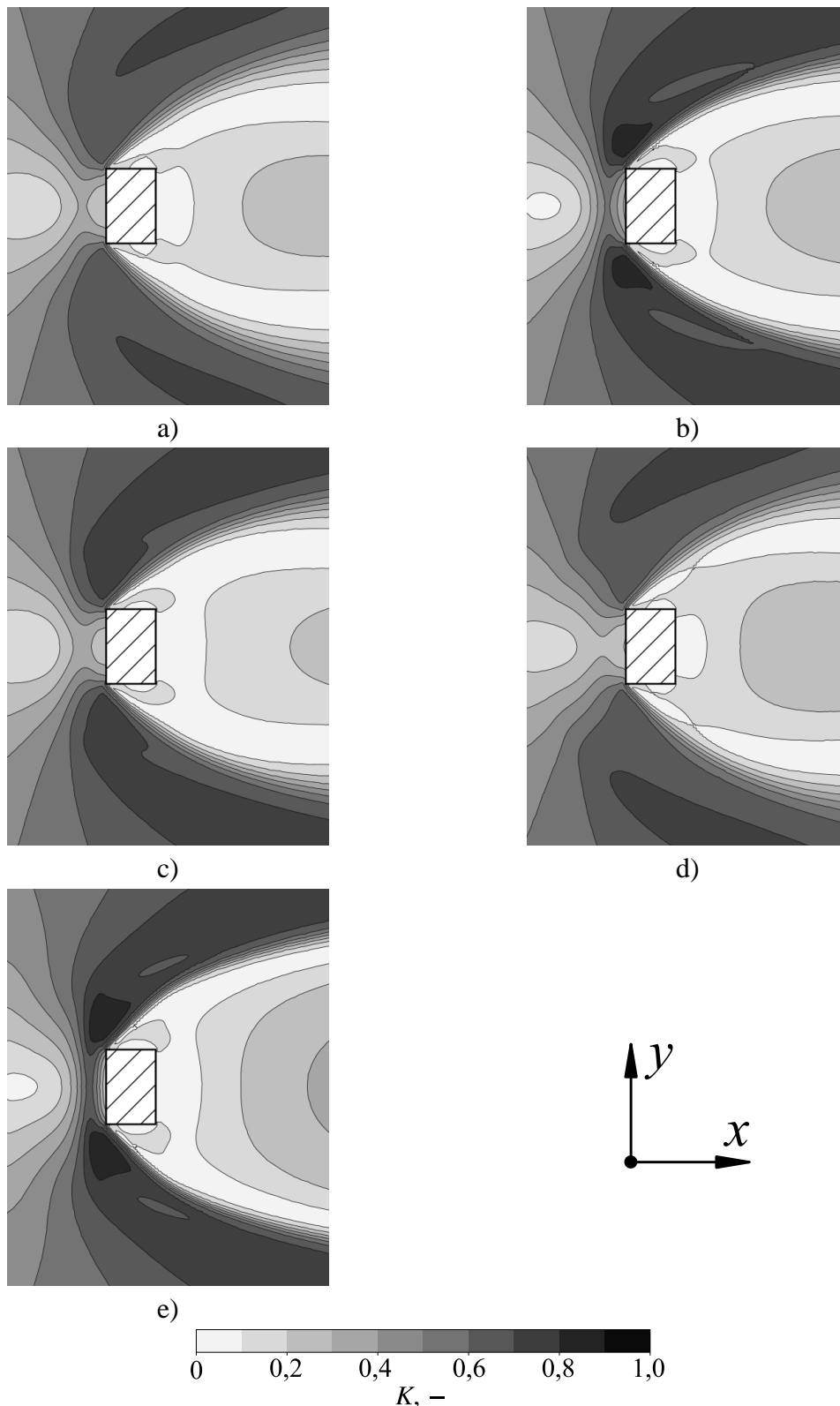
Slika 58. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjetera je u pozitivnom smjeru osi x .



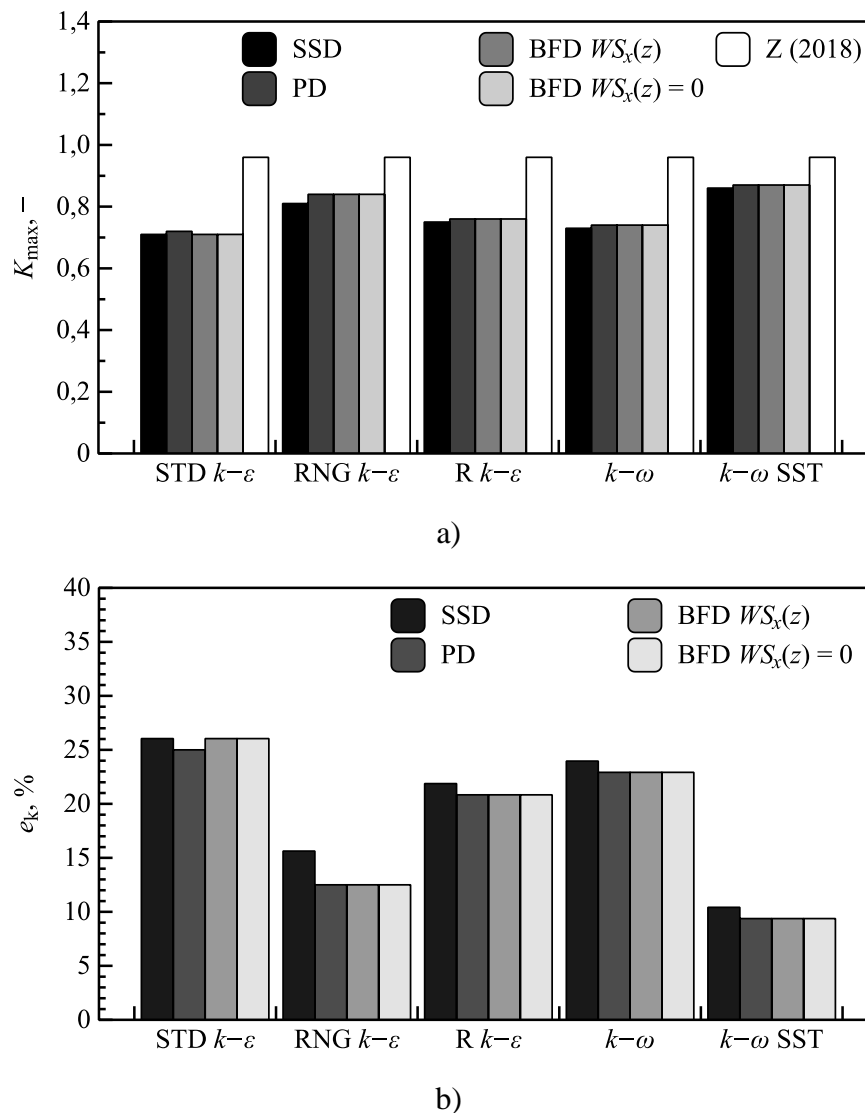
Slika 59. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjetera je u pozitivnom smjeru osi x .



Slika 60. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila (s korištenjem dodatne sile $WS_x(z)$) promjenjiva po visini. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjeta je u pozitivnom smjeru osi x .



Slika 61. Računalno dobivene vrijednosti osrednjenog prirasta brzine K izračunate na visini $z = 2$ m u okolini jezgre uzdignute zgrade koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila (bez korištenja dodatne sile $-WS_x(z) = 0$) promjenjiva po visini. Računalne simulacije provedene su koristeći različite RANS modele turbulencije: a) standardni $k-\varepsilon$, b) RNG $k-\varepsilon$, c) *realizable* $k-\varepsilon$, d) Wilcoxov $k-\omega$ i e) Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije. Smjer strujanja vjeta je u pozitivnom smjeru osi x .



Slika 62. a) Maksimalne vrijednosti prirasta osrednjene brzine K_{max} u usporedbi s eksperimentalnim vrijednostima [162], te b) srednje pogreške prirasta osrednjene brzine e_k dobivene računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD), sila gradijenta tlaka (PD) i dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$ – s njenom primjenom i BFD $WS_x(z) = 0$ – bez njene primjene) promjenjiva po visini. Računalne simulacije provedene su koristeći standardni $k-\epsilon$, RNG $k-\epsilon$, *realizable* $k-\epsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije.

Iz prikazanih rezultata se može zaključiti da izbor modela strujanja inženjerskog AGS-a ne utječe na proračun polja prirasta osrednjene brzine u okolini jezgre uzdignute zgrade, s obzirom da nema očitih razlika u dobivenim rezultatima. Kad se model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila koristi u kombinaciji s RNG $k-\epsilon$ modelom turbulencije, uz rubove prednje površine jezgre zgrade nastaju malo manja područja maksimalnih prirasta osrednjene brzine strujanja te malo veće vrijednosti prirasta osrednjene brzine u zoni manjih brzina strujanja koja nastaje uz stražnju površinu jezgre zgrade (u usporedbi s rezultatima dobivenim modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka i

dodatna masena sila). Također se može uočiti da model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila u kombinaciji s RNG $k-\varepsilon$ modelom turbulencije generira malo manje iznose osrednjenih brzina strujanja uz rubove prednje površine jezgre uzdignute zgrade.

Dodatna masena sila ne uzrokuje neočekivane karakteristike strujanja u okolini zgrade, s obzirom da se usporedbom polja prirasta osrednjene brzine izračunatih koristeći model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila (BFD $WS_x(z)$) i polja prirasta osrednjene brzine dobivenog bez primjene dodatne masene sile (BFD $WS_x(z) = 0$) ne mogu uočiti razlike u dobivenim rezultatima. Razlike se ne mogu uočiti niti usporedbom dobivenih polja prirasta osrednjene brzine i polja dobivenih primjenom modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila (SSD) i sila gradijenta tlaka (PD).

Odabir modela turbulencije ima značajan utjecaj na izračun maksimalnog prirasta osrednjene brzine, dok odabir modela inženjerskog AGS-a nema značajan utjecaj na rezultate dobivene korištenjem standardnog $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije (razlike u izračunu maksimalnog prirasta osrednjene brzine u tim slučajevima nisu veće od 1,4% za isti korišteni model turbulencije). Najveće razlike su dobivene korištenjem RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije u kombinaciji s modelom inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila (dobivene vrijednosti maksimalnog prirasta osrednjene brzine manje su 3,6% za isti korišten model turbulencije od onih dobivenih modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini).

Najveće pogreške prirasta osrednjene brzine se dobivaju kada se koriste standardni $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i *realizable* $k-\varepsilon$ modeli turbulencije (25%, 23% i 21%). Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije generira najbolje rezultate u usporedbi s mjerenjima s obzirom da je izračunata pogreška prirasta osrednjene brzine manja od 10%. Rezultati dobiveni korištenjem RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije u kombinaciji s modelima inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini najbliži su onima generiranim Menterovim $k-\omega$ SST modelom turbulencije (dobivena pogreška prirasta osrednjene brzine u tom je slučaju jednaka 12,5%).

7. ZAKLJUČAK

U sklopu doktorskog istraživanja je razvijen novi računalni model neutralno temperaturno stratificiranog, stacionarnog, homogenog i ravninskog atmosferskog graničnog sloja (inženjerski AGS) u kojem je strujanje uzrokovano dodatnom masenom silom promjenjivom po visini računalne domene. Dodatna masena sila uvrštena je u jednadžbu količine gibanja, a početna vrijednost joj je određena derivacijom poznate raspodjele naprezanja. Masena sila je izvedena na temelju analize strujanja u neutralno temperaturno stratificiranom, stacionarnom i homogenom AGS-u u kojem strujanje zakreće s porastom visine uslijed djelovanja Coriolisove sile. Iz analize ravnoteže sila je pokazano kako se kao sila koja uzrokuje strujanje javlja sila gradijenta tlaka čija se vrijednost mijenja s visinom (iznos joj je maksimalan uz tlo, a s porastom visine opada do vrijednosti nula na geostrofičkoj visini). Na temelju provedene analize je pokazano kako je fizikalno ispravno strujanje inženjerskog AGS-a generirati primjenom dodatne masene sile čija se vrijednost mijenja s visinom, slično kao što je kod atmosferskog strujanja pod utjecajem Coriolisove sile strujanje uzrokovano silom gradijenta tlaka čija se vrijednost mijenja s porastom udaljenosti od tla.

Kako bi se osiguralo generiranje naprezanja u skladu s postojećim atmosferskim mjerenjima i eksperimentalnim podacima, početne vrijednosti dodatne masene sile određene derivacijom poznate raspodjele naprezanja su tijekom računalnih simulacija (koristeći tehniku domene preteče) korigirane primjenom procedure ugrađene u računalni algoritam za simulaciju strujanja fluida otvorenog koda OpenFOAM®.

Novi računalni model je prvo testiran na modeliranju strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni. Pritom su korištene tehnika domene sljednika i tehnika domene preteče, uključujući pet različitih modela turbulencije temeljenih na rješavanju vremenski osrednjenih Navier–Stokesovih jednadžbi (standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije). Rezultati postignuti razvijenim modelom su uspoređeni s rezultatima postojećih računalnih modela inženjerskog AGS-a u kojima strujanja uzrokuju smična sila i sila gradijenta tlaka.

Koristeći profile osrednjene brzine, kinetičke energije turbulencije i disipacije ili specifične disipacije kinetičke energije turbulencije generirane novim računalnim modelom inženjerskog AGS-a (koristeći tehniku domene preteče), analiziran je utjecaj primjene novog računalnog

modela na opterećenje zgrada uslijed strujanja vjetra, karakteristike strujanja inženjerskog AGS-a iznad brdovitog terena i procjenu udobnosti pješaka u okolini zgrade.

7.1. Sažeti pregled rezultata dokorskog istraživanja

Rezultati strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni, generirani primjenom novog računalnog modela koristeći tehniku domene preteče, potvrđuju da je takvo strujanje homogeno zbog Neumannovog rubnog uvjeta zadanog na ulaznoj i izlaznoj površini računalne domene. Maksimalne pogreške homogenosti su manje od 1,5%. Iako se iz dobivenih rezultata može uočiti postojanje reziduala gradijenta sile tlaka, pokazano je da je utjecaj gradijenta tlaka na strujanje zanemariv u odnosu na dodatnu masenu silu.

Računalnom simulacijom strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni je pokazano da je modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije bitno za postizanje odgovarajućeg profila kinetičke energije turbulencije, s obzirom da standardnim vrijednostima konstanti modela turbulencije nije moguće ostvariti kinetičku energiju turbulencije u skladu s postojećim atmosferskim mjerenjima i eksperimentalnim podacima. Analizom utjecaja modeliranja dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije na strujanje inženjerskog AGS-a iznad brda jednostavne geometrije koristeći standardni $k-\varepsilon$ model turbulencije se pokazalo da modifikacija standardnih vrijednosti konstantni modela turbulencije može bitno utjecati na prirast brzine uz vrh brda, lokaciju točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja iza brda te iznose kinetičke energije turbulencije u vrtložnim zonama. Pritom su vrijednosti sukladne eksperimentalnim podacima postignute primjenom standardnih vrijednosti konstanti standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije, dok modifikacija vrijednosti konstantni dovodi do pojave velikih vrtložnih zona i izrazito visokih vrijednosti kinetičke energije turbulencije u vrtložnim zonama.

Računalnim simulacijama strujanja inženjerskog AGS-a u praznoj računalnoj domeni primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini je pokazano da je eksperimentalne rezultate naprezanja moguće točno modelirati samo korištenjem novog računalnog modela. Model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje smična sila generira naprezanja i kinetičku energiju turbulencije konstantnih vrijednosti s porastom udaljenosti od tla, dok model čije strujanje uzrokuje sila gradijenta tlaka generira naprezanja i kinetičku energiju turbulencije koji opadaju linearno s porastom visine. Novi model inženjerskog AGS-a generira nelinearnu

raspodjelu kinetičke energije turbulencije, pri čemu su maksimalni iznosi kinetičke energije turbulencije postignuti uz donju površinu računalne domene, dok s porastom visine opadaju. Izbor modela inženjerskog AGS-a nema značajan utjecaj na raspodjelu osrednjene brzine. Profili osrednjene brzine ukazuju na činjenicu da RNG $k-\varepsilon$ model turbulencije postiže veće vrijednosti brzine. Korištenjem tehnike domene preteče je moguće postići rezultate sukladne rezultatima postignutim korištenjem tehnike domene sljednika, s obzirom da su razlike u vrijednostima manje od 7%.

Računalne simulacije strujanja u praznoj računalnoj domeni koristeći tehniku domene sljednika bez primjene dodatne masene sile su pokazale da kada se na ulaznoj površini računalne domene koriste profili generirani tehnikom domene preteče primjenom dodatne masene sile korigiranih vrijednosti, dobiveno strujanje se i dalje može smatrati homogenim. Iako je u tom slučaju dodatna masena sila jednaka nuli, u računalnoj domeni nastaje ekvivalentni gradijent tlaka iznosa konstantnog po visini, a koji uzrokuje strujanje duž računalne domene.

Računalnim modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade jednostavne geometrije oblika kocke primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini, koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije se pokazalo da dodatna masena sila ne utječe na raspodjelu koeficijenta tlaka po površinama zgrade. Također je pokazano da su raspodjele koeficijenta tlaka po modelu zgrade i ukupni iznos sile otpora zgrade prvenstveno uvjetovani korištenim modelom turbulencije, dok odabir modela inženjerskog AGS-a nema značajan utjecaj na modeliranje opterećenja zgrade. Raspodjele koeficijenta tlaka po površinama zgrade i sile otpora zgrade postignute korištenjem Menterovog $k-\omega$ SST i RNG $k-\varepsilon$ modela turbulencije se najtočnije podudaraju s rezultatima mjerenja. Potvrđena je anomalija zaustavnog tlaka uzrokovana pretjerano velikom turbulentnom viskoznošću koja se javlja kada se turbulencija modelira koristeći modele turbulencije temeljene na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama. Pritom je najveći zaustavni tlak postignut korištenjem Wilcoxovog $k-\omega$ i standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije. Kada se kao ulazni profili u računalnu domenu koriste profili generirani tehnikom domene preteče u praznoj računalnoj domeni primjenom novog računalnog modela i dodatne masene sile korigiranih vrijednosti, rezultati strujanja inženjerskog AGS-a oko modela zgrade dobiveni bez primjene dodatne masene sile su u skladu s rezultatima

postignutim primjenom dodatne masene sile. Time je potvrđeno da primjena dodatne masene sile ne utječe na raspodjelu koeficijenta tlaka i koeficijent sile otpora zgrade.

Modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a iznad brdovitog terena korištenjem novog računalnog modela uz primjenu standardnog $k-\varepsilon$ modela turbulencije se pokazalo kako najznačajniji utjecaj na prirast brzine, pozicije točaka odvajanja i ponovnog nalijeganja strujanja te kinetičku energiju turbulencije u vrtložnim zonama iza brda ima modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije. Uz neaktivnu turbulenciju na računalne rezultate utječu hrapavost površine brda i nagib brda. Porastom hrapavosti površine brda dolazi do smanjenja prirasta brzine uz vrh brda, te pojave većih vrtložnih zona iza brda. Veće vrtložne zone se javljaju i porastom nagiba brda.

Modeliranjem strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade primjenom modela u kojima strujanja uzrokuju smična sila, sila gradijenta tlaka i dodatna masena sila promjenjiva po visini, koristeći standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST modele turbulencije temeljene na vremenski osrednjenim Navier–Stokesovim jednadžbama je pokazano kako odabir modela strujanja ne uzrokuje razlike u polju osrednjene brzine u okolini zgrade na visinama koje odgovaraju visinama pješaka. Veće razlike se mogu uočiti usporedbom rezultata generiranih različitim modelima turbulencije. Najbolja podudarnost s rezultatima mjerenja je ostvarena koristeći Menterov $k-\omega$ SST i RNG $k-\varepsilon$ modele turbulencije. Kada se kao ulazni profili u računalnu domenu koriste profili generirani tehnikom domene preteče u praznoj računalnoj domeni primjenom novog računalnog modela i dodatne masene sile korigiranih vrijednosti, rezultati strujanja inženjerskog AGS-a oko uzdignute zgrade dobiveni bez primjene dodatne masene sile su u skladu s rezultatima postignutim primjenom dodatne masene sile. Time je potvrđeno da primjena dodatne masene sile kod računalne simulacije strujanja inženjerskog AGS-a oko modela uzdignute zgrade ne utječe na polja osrednjene brzine na visinama koje odgovaraju visinama pješaka.

7.2. Ostvareni znanstveni doprinosi

Provedenim istraživanjem su ostvareni sljedeći znanstveni doprinosi:

- Razvijen je novi model inženjerskog AGS-a u kojem strujanje uzrokuje dodatna masena sila promjenjiva po visini, koja je uvrštena u jednadžbu količine gibanja. Ova

dodatna masena sila promjenjiva po visini predstavlja silu dodatnog gradijenta tlaka promjenjivog po visini.

- Novi model inženjerskog AGS-a se može primijeniti uz korištenje pet RANS modela turbulencije: standardnog $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxovog $k-\omega$ i Menterovog $k-\omega$ SST modela turbulencije. Pritom nema potrebe za modifikacijom transportnih jednadžbi.
- Novim modelom inženjerskog AGS-a je moguće točno računalno simulirati probleme aerodinamike okoliša i konstrukcija, kao što su opterećenje zgrade oblika kocke uslijed strujanja vjetra, strujanje inženjerskog AGS-a iznad brdovitog terena i procjena udobnosti pješaka uslijed strujanja vjetra oko uzdignute zgrade.
- Kinetičku energiju turbulencije u inženjerskom AGS-u modeliranom u praznoj računalnoj domeni je moguće točno modelirati samo ukoliko se modelira i dodatni utjecaj neaktivne turbulencije. Modeliranje dodatnog utjecaja neaktivne turbulencije bitno utječe na aerodinamičke karakteristike strujanja preko brdovitog terena.

7.3. Plan za buduće istraživanje

Doktorskim istraživanjem je pokazano da je razvijeni računalni model moguće koristiti za modeliranje strujanja inženjerskog AGS-a i rješavanje problema aerodinamike okoliša. Provedene računalne simulacije su pokazale da je turbulenciju moguće točno modelirati koristeći modele turbulencije temeljene na rješavanju vremenski osrednjenih Navier–Stokesovih jednadžbi (standardni $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, *realizable* $k-\varepsilon$, Wilcoxov $k-\omega$ i Menterov $k-\omega$ SST model turbulencije).

S obzirom da je rezultatima potvrđeno da takvim modeliranjem turbulencije na prednjoj površini zgrade nastaju pretjerano visoke vrijednosti zaustavnog tlaka uzrokovane velikom turbulentnom viskoznošću, u sklopu budućeg istraživanja će se ispitati mogućnost primjene razvijenog novog modela inženjerskog AGS-a uz korištenje modela turbulencije temeljenih na transportu Reynoldsovog tenzora naprezanja. Prijašnja su istraživanja naime pokazala da se pojava pretjerano velikih vrijednosti zaustavnog tlaka može izbjeći upravo takvim pristupom modeliranju turbulencije. U sklopu budućeg istraživanja novi model inženjerskog AGS-a će također biti modeliran metodom simulacije velikih vrtloga.

POPIS LITERATURE

- [1] Dyrbye C., Hansen S.O. (1997) *Wind loads on structures*. John Wiley & Sons, Inc.
- [2] Garratt J.R. (1992) *The atmospheric boundary layer*. Cambridge University Press, Cambridge, UK.
- [3] Wyngaard J.C. (2010) *Turbulence in the atmosphere*. Cambridge University Press, Cambridge, UK.
- [4] Stull R.B. (1988) *An Introduction to Boundary Layer Meteorology*. 1st edition. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Nizozemska.
- [5] Moonen P., Defraeye T., Dorer V., Blocken B., Carmeliet J. (2012) *Urban Physics: Effect of the micro-climate on comfort, health and energy demand*. *Frontiers of Architectural Research* 1, 197–228.
- [6] Blocken B. (2014) *50 years of Computational Wind Engineering: Past, present and future*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 129, 69–102.
- [7] Blocken B. (2015) *Computational Fluid Dynamics for urban physics: Importance, scales, possibilities, limitations and ten tips and tricks towards accurate and reliable simulations*. *Building and Environment* 91, 219–245.
- [8] Pirooz A.A.S., Flay R.G.J., Turner R. *Natural hazards: the importance of wind research*. *Asia Pacific Fire*, April 2020.
- [9] Holmes, J.D. (2015) *Wind Loading of Structures*. 3rd Edition, CRC Press – Taylor & Francis Group, SAD.
- [10] Farrer M., Safi M. *Suez canal blocked by huge container ship after 'gust of wind'*. *The Guardian*. <https://www.theguardian.com/world/2021/mar/24/huge-container-ship-blocks-suez-canal-evergreen>. Pristupljeno dana 29. ožujka 2021.
- [11] *The Economist*. *Why the Suez Canal and other choke-points face growing pressure*. <https://www.economist.com/the-economist-explains/2021/03/26/why-the-suez-canal-and-other-choke-points-face-growing-pressure>. Pristupljeno dana 27. ožujka 2021. godine.

- [12] Kozmar H., Procino L., Borsani A., Bartoli G. (2014) *Optimizing height and porosity of roadway wind barriers for viaducts and bridges*. Engineering Structures 81, 49–61.
- [13] Kozmar H., Butler K., Kareem A. (2015) *Downslope Gusty Wind Loading of Vehicles on Bridges*. Journal of Bridge Engineering 20(11), 04015008–1.
- [14] Janssen W.D., Blocken B., van Wijhe H.J. (2017) *CFD simulations of wind loads on a container ship: Validation and impact of geometrical simplifications*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 166, 106–116.
- [15] Ricci A., Janssen W.D., van Wijhe H.J., Blocken B. (2020) *CFD simulation of wind forces on ships in ports: Case study for the Rotterdam Cruise Terminal*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 205, 104315.
- [16] Blocken B. (2014) *50 years of Computational Wind Engineering: Past, present and future*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 129, 69–102.
- [17] Schlünzen K.H., Grawe D., Bohnenstengel S.I., Schlüter I., Koppmann R. (2011) *Joint modelling of obstacle induced and mesoscale changes – Current limits and challenges*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 99, 217–225.
- [18] Kozmar H. (2005) *Utjecaj mjerila na strukturu modeliranog atmosferskog graničnog sloja*. Doktorski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu, Zagreb, Republika Hrvatska
- [19] Kaimal J.C., Finnigan J.J. (1994) *Atmospheric Boundary Layer Flows – Their Structure and Measurement*. Oxford University Press Inc., New York, United States of America.
- [20] Lindvall J., Svensson G. (2019) *Wind turning in the atmospheric boundary layer over land*. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society 50, 1–15.
- [21] Constantin A., Johnson R.S. (2019) *Atmospheric Ekman flows with variable eddy viscosity*. Boundary–Layer Meteorology 170, 395–414.
- [22] Wallace J.M., Hobbs P.V. (2006) *Atmospheric Science An Introductory Survey*. 2. izdanje. Elsevier Inc., London, Ujedinjeno Kraljevstvo.
- [23] Stewart R.W. (1979) *The atmospheric boundary layer*. Third IMO lecture. World meteorological organization WMO – No. 523.

- [24] Schlichting H., Gersten K. (2017) *Boundary-layer theory*. 9. izdanje, Springer-Verlag, Berlin, Njemačka.
- [25] Tieleman H.W. (2008) *Strong wind observations in the atmospheric surface layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 96, 41–77.
- [26] Pontiggia M., Derudi M., Busini V., Rota R. (2009) *Hazardous gas dispersion: a CFD model accounting for atmospheric stability classes*. Journal of Hazardous Materials 171, 739–747.
- [27] Blackadar A.K., Tennekes H. (1968) *Asymptotic similarity in neutral barotropic planetary boundary layers*. Journal of the Atmospheric Sciences 25, 1015–1020.
- [28] Mason P.J., Thomson D.J. (1987) *Large-eddy simulations of the neutral–static–stability planetary boundary layer*. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society 113, 413–443.
- [29] Svensson G., Holtslag A.A.M. (2009) *Analysis of model results for the turning of the wind and related momentum fluxes in the stable boundary layer*. Boundary–Layer Meteorology 132, 261–277.
- [30] Berg J., Mann J., Patton E.G. (2013) *Lidar–observed stress vectors and veer in the atmospheric boundary layer*. Journal of Atmospheric and Oceanic Technology 30, 1961–1969.
- [31] Peña A., Floors R., Gryning S.E. (2014) *The Høvsøre tall wind–profile experiment: a description of wind profile observations in the atmospheric boundary layer*. Boundary–Layer Meteorology 150, 69–89.
- [32] Simiu E., Shi L., Yeo D. (2016) *Planetary boundary–layer modelling and tall building design*. Boundary–Layer Meteorology 159(1), 173–181.
- [33] Pieterse J.E., Harms T.M. (2013) *CFD investigation of the atmospheric boundary layer under different thermal stability conditions*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 121, 82–97.
- [34] Toparlar Y., Blocken B., Maiheu B., van Heijst G.J. (2019) *CFD simulation of the near–neutral atmospheric boundary layer: New temperature inlet profile consistent with wall functions*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 191, 91–102.

- [35] Feng C., Gu M., Zheng D. (2019) *Numerical simulation of wind effects on super high-rise buildings considering wind veering with height based on CFD*. Journal of Fluids and Structures 91, 102715.
- [36] Feng C., Gu M. (2020) *Numerical study on self-sustainable atmospheric boundary layer considering wind veering based on steady $k-\varepsilon$ model*. Wind and Structures 30(1), 69–83.
- [37] Wurps H., Steinfeld G., Heinz S. (2020) *Grid-Resolution Requirements for Large-Eddy Simulations of the Atmospheric Boundary Layer*. Boundary-Layer Meteorology 175, 179–201.
- [38] Bervida M., Patruno L., Stanič S., de Miranda S. (2020) *Synthetic generation of the atmospheric boundary layer for wind loading assessment using spectral methods*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 196, 104040.
- [39] Aliabadi A.A., Veriotes N., Pedro G. (2018) *A Very Large-Eddy Simulation (VLES) model for the investigation of the neutral atmospheric boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 183, 152–171.
- [40] Vasaturo R., Kalkman I., Blocken B., van Wesemael P.J.V. (2018) *Large eddy simulation of the neutral atmospheric boundary layer: performance evaluation of three inflow methods for terrains with different roughness*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 173, 241–261.
- [41] Shi L., Yeo D. (2017) *Large Eddy Simulations of Model-Scale Turbulent Atmospheric Boundary Layer Flows*. Journal of Engineering Mechanics 143(9), 06017011.
- [42] Churchfield M.J., Moriarty P.J., Vijayakumar G., Brasseur J.G. (2010) *Wind Energy-Related Atmospheric Boundary Layer Large-Eddy Simulation Using OpenFOAM*. 19th Symposium on Boundary Layers and Turbulence. Keystone, Colorado, August 2–6, 2010.
- [43] Muñoz-Esparza D., Kosović B. (2018) *Generation of Inflow Turbulence in Large-Eddy Simulations of Nonneutral Atmospheric Boundary Layers with the Cell Perturbation Method*. Monthly Weather Review 146(6), 1889–1909.
- [44] Fang J., Porte-Agel F. (2015) *Large-Eddy Simulation of Very-Large-Scale Motions in the Neutrally Stratified Atmospheric Boundary Layer*. Boundary-Layer Meteorology 155, 397–416.

- [45] Townsend A.A. (1961) *Equilibrium layers and wall turbulence*. Journal of Fluid Mechanics 11, 97–120.
- [46] Townsend A.A. (1976) *The structure of turbulent shear flow*. 2nd edition. Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom.
- [47] Blocken B., Carmeliet J., Stathopoulos T. (2007) *CFD evaluation of wind speed conditions in passages between parallel buildings – effect of wall–function roughness modifications for the atmospheric boundary layer flow*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 95, 941–962.
- [48] Cebeci T., Bradshaw P. (1977) *Momentum transfer in boundary layers*. Hemisphere Publishing Corporation, New York, United States of America.
- [49] Blocken B., Stathopoulos T., Carmeliet J. (2007) *CFD simulation of the atmospheric boundary layer: wall function problems*. Atmospheric Environment 41(2), 238–252.
- [50] Richards P.J., Hoxey R.P. (1993) *Appropriate boundary conditions for computational wind engineering models using the $k-\epsilon$ turbulence model*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 46 & 47, 145–153.
- [51] Panofsky H.A., Dutton J.A. (1984) *Atmospheric turbulence: models and methods for engineering applications*. Wiley, New York, United States of America.
- [52] Brost R.A., Wyngaard J.C. (1978) *A model study of the stably stratified planetary boundary layer*. Journal of the Atmospheric Sciences 35, 1427–1440.
- [53] Richards P.J., Hoxey R.P., Connell B.D., Lander D.P. (2007) *Wind–tunnel modelling of the Silsoe Cube*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 95, 1384–1399.
- [54] Bottema M. (1997) *Turbulence closure model „constants“ and the problems of „inactive“ atmospheric turbulence*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 67–68, 897–908.
- [55] Juretić F., Kozmar H. (2014) *Computational modeling of the atmospheric boundary layer using various two–equation turbulence models*. Wind and Structures 19(6), 687–708.

- [56] Richards P.J., Norris S.E. (2011) *Appropriate boundary conditions for computational wind engineering models revisited*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 99(4), 257-266.
- [57] Richards P.J., Norris S.E. (2018). *Appropriate boundary conditions for computational wind engineering: Still an issue after 25 years*. The 7th International Symposium on Computational Wind Engineering, 18.–22. Lipnja 2018. godine, Seoul, Republika Koreja.
- [58] Richards P.J., Norris S.E. (2019). *Appropriate boundary conditions for computational wind engineering: Still an issue after 25 years*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 190, 245-255.
- [59] McNaughton K.G., Brunet Y. (2002) *Townsend's hypothesis, coherent structures and Monin–Obukhov similarity*. Boundary–Layer Meteorology 102, 161–175.
- [60] Högström U., Hunt J.C.R., Smedman A.S. (2002) *Theory and Measurements for turbulence spectra and variances in the atmospheric neutral surface layer*. Boundary–Layer Meteorology 103, 101–124.
- [61] Smedman A.S., Högström U., Sjöblom A. (2003) *A note on velocity spectra in the marine boundary layer*. Boundary–Layer Meteorology 109, 27–48.
- [62] Morrison J.F. (2007) *The interaction between inner and outer regions of turbulent wall–bounded flow*. Philosophical Transactions of the Royal Society A 365, 683–698.
- [63] Mikkelsen T., Larsen S.E., Jørgensen H.E., Astrup P., Larsén X.G. (2017) *Scaling of turbulence spectra measured in strong shear flow near the Earth's surface*. Physica Scripta 92(12), 1–15.
- [64] Yaglom A.M. (1993) *Similarity laws for wall turbulent flows: their limitations and generalizations*. Preuzeto iz: Dracos T., Tsinober A. *New approaches and concepts in turbulence*. Birhauser Verlag, Basel, 7–28.
- [65] Davidson P.A. (2015) *Turbulence – an introduction for scientists and engineers*. 2nd edition, Oxford University Press, Oxford University, United Kingdom.
- [66] Grant A.L.M. (1992) *The structure of turbulence in the near–neutral atmospheric boundary layer*. Journal of the Atmospheric Sciences 49(3), 226–239.

- [67] Moukalled F., Mangani F., Darwish M. (2016) *The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics – An Advanced Introduction with OpenFOAM® and Matlab®*. 1st edition. Springer International Publishing, Switzerland.
- [68] Launder B.E., Reece G.J., Rodi W. (1975) *Progress in the Development of a Reynolds–Stress Turbulence Closure*. Journal of Fluid Mechanics 68, 537–566.
- [69] Hargreaves D.M., Wright N.G. (2007) *On the use of the $k-\varepsilon$ model in commercial CFD software to model the neutral atmospheric boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 95, 355–369.
- [70] Sumner J., Masson C. (2011) *$k-\varepsilon$ simulations of the neutral atmospheric boundary layer: analysis and correction of discretization errors on practical grids*. International Journal for Numerical Methods in Fluids 70(6), 724–741.
- [71] Yang Y., Gu M., Chen S., Jin X. (2009) *New inflow boundary conditions for modelling the neutral equilibrium atmospheric boundary layer in computational wind engineering*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 97(2), 88–95.
- [72] Yang Y., Xie Z., Gu M. (2017) *Consistent inflow boundary conditions for modelling the neutral equilibrium atmospheric boundary layer for the SST $k-\omega$ model*. Wind and Structures 24(5), 465–480.
- [73] O’Sullivan J.P., Archer R.A., Flay R.G.J. (2011) *Consistent boundary conditions for flows within the atmospheric boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 99(1), 65–77.
- [74] Górlé C., van Beeck J., Rambaud P., Van Tendeloo G. (2009) *CFD modelling of small particle dispersion: The influence of the turbulence kinetic energy in the atmospheric boundary layer*. Atmospheric Environment 43, 673–681.
- [75] Górlé C., van Beeck J., Rambaud P. (2010) *Dispersion in the Wake of a Rectangular Building: Validation of Two Reynolds–Averaged Navier–Stokes Modelling Approaches*. Boundary–Layer Meteorology 137, 115–133.
- [76] Balogh M., Parente A., Benocci C. (2012) *RANS simulation of ABL flow over complex terrains applying an Enhanced $k-\varepsilon$ model and wall function formulation: Implementation and comparison for fluent and OpenFOAM*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 104–106, 360–368.

- [77] Parente A., Gorié C., van Beeck J., Benocci C. (2011) *Improved $k-\varepsilon$ model and wall function formulation for the RANS simulation of ABL flows*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 99(4), 267-278.
- [78] Parente A., Gorié C., van Beeck J., Benocci C. (2011) *A comprehensive modelling approach for the neutral atmospheric boundary layer: Consistent inflow conditions, wall function and turbulence model*. Boundary-Layer Meteorology 140, 411-428.
- [79] Hu P., Li Y., Cai C.S., Liao H., Xu G.J. (2013) *Numerical simulation of the neutral equilibrium atmospheric boundary layer using the SST $k-\omega$ turbulence model*. Wind and Structures 17(1), 87-105.
- [80] Juretić F., Kozmar H. (2013) *Computational modeling of the neutrally stratified atmospheric boundary layer flow using the standard $k-\varepsilon$ turbulence model*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 115, 112-120.
- [81] Balogh M., Parente A. (2015) *Realistic boundary conditions for the simulation of atmospheric boundary layer flows using an improved $k-\varepsilon$ model*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 144, 183-190.
- [82] Yan B.W., Li Q.S., He Y.C., Chan P.W. (2016) *RANS simulation of neutral atmospheric boundary layer flows over complex terrain by proper imposition of boundary conditions and modification on the $k-\varepsilon$ model*. Environmental Fluid Mechanics 16(1), 1-23.
- [83] Longo R., Ferrarotti M., Sanchez C.G., Derudi M., Parente A. (2017) *Advanced turbulence models and boundary conditions for flows around different configurations of ground-mounted buildings*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 167, 160-182.
- [84] Boussinesq J. (1877) *Essai sur la theorie des eaux courantes*. Memoires presentes par divers savants al' Academie des Sciences XXIII, 1-680.
- [85] Richards P.J., Norris S.E. (2015) *Appropriate boundary conditions for a pressure driven boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 142, 43-52.
- [86] Deaves D.M., Harris R.I. (1978) *A mathematical model of the structure of strong winds*. CIRIA Report 76, Construction Industry Research and Information Association, London, United Kingdom.

- [87] Deaves D.M., Harris R.I. (1982) *A note on the use of asymptotic similarity theory in neutral atmospheric boundary layers*. Atmospheric Environment 16(8), 1889–1893.
- [88] ESDU Data item 85020 (1985) *Characteristics of atmospheric turbulence near the ground, Part II: single point data for strong winds (neutral atmosphere)*. Engineering Science Data Unit.
- [89] Cai X., Huo Q., Kang L., Song Y. (2014) *Equilibrium atmospheric boundary–layer flow: computational fluid dynamics simulation with balanced forces*. Boundary–Layer Meteorology 152(3), 349–366.
- [90] Launder B.E., Spalding D.B. (1974) *The numerical computation of turbulent flows*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 3(2), 269–289.
- [91] Yakhot V., Orszag S.A., Thangam S., Gatski T.B., Speziale C.G. (1992) *Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique*. Physics of Fluids A 4(7), 1510–1520.
- [92] Shih T.H., Liou W.W., Shabbir A., Yang Z., Zhu J. (1995) *A new $k-\varepsilon$ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows*. Computers & Fluids 24(3), 227–238.
- [93] Wilcox D.C. (1988) *Re-assessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models*. AIAA Journal 26(11), 1299–1310.
- [94] Menter F.R. (1994) *Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications*. AIAA Journal 32(8), 1598–1605.
- [95] Menter F.R., Kuntz M., Langtry R. (2003) *Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model*. Turbulence, Heat and Mass Transfer 4, 625–632.
- [96] Pielke R.A. (2013) *Mesoscale Meteorological Modeling*. 3. izdanje. Elsevier Inc., Amsterdam, Netherlands.
- [97] Harris R.I., Deaves D.M. (1980) *The structure of strong winds, paper no. 4. In: Proceedings of the CIRIA Conference, London, 12–13 November 1980*. CIRIA, 6 Storey’s Gate, London SW1P 3AU.
- [98] Ekman V.W. (1905) *On the influence of the earth's rotation on ocean currents*. Arkiv för matematik, astronomi och fysik 2(11), 1–52.

- [99] Nieuwstadt, F.T.M., Van Dop, H. (1982) *Atmospheric turbulence and air pollution modelling*. A Course held in The Hague, 21–25 September 1981. D. Reidel Publishing Company, Dordrecht, Netherlands
- [100] Tennekes H. (1984) *Similarity Relations, Scaling Laws and Spectral Dynamics*. U: Nieuwstadt F.T.M., van Dop H. (eds) *Atmospheric Turbulence and Air Pollution Modelling*. *Atmospheric Sciences Library*, vol 1. Springer, Dordrecht.
- [101] Deardorff J.W. (1972) *Numerical investigation of neutral and unstable planetary boundary layers*. *Journal of the Atmospheric Sciences* 29, 91–115.
- [102] Emeis S., Zilitinkevich S.S. (1991) *Resistance law, effective roughness length, and deviation angle over hilly terrain*. *Boundary-Layer Meteorology* 55, 191–198.
- [103] Hess G.D., Garratt J.R. (2002) *Evaluating models of the neutral, barotropic planetary boundary layer using integral measures: part I. Overview*. *Boundary-Layer Meteorology* 104, 333–358.
- [104] Zilitinkevich S.S., Esau I.N. (2002) *On integral measures of the neutral barotropic planetary boundary layer*. *Boundary-Layer Meteorology* 104, 371–379.
- [105] Venetsanos A.G., Bartzis J.G., Andronopoulos S. (2004) *One-equation turbulence modelling for atmospheric and engineering applications*. *Boundary-Layer Meteorology* 113, 321–346.
- [106] Svensson G., Holtslag A.A.M. (2009) *Analysis of model results for the turning of the wind and related momentum fluxes in the stable boundary layer*. *Boundary-Layer Meteorology* 132, 261–277.
- [107] Plate E.J. (1971) *Aerodynamic characteristics of atmospheric boundary layers*. U.S. Atomic energy commission, Argonne National Laboratory, USA.
- [108] Lettau H.H. (1950) *A re-examination of the 'Leipzig wind profile'*. *Tellus* 2, 125–129.
- [109] Grant A.L.M. (1986) *Observations of boundary layer structure made during the KONTUR experiment*. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society* 112, 825–841.
- [110] Deaves D.M. (1981) *Computations of wind flow over changes in surface roughness*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 7, 65–94.

- [111] Hellman G. (1916) *Über die bewegung der luft in den untersten schichten der atmosphere*. Meteorologische Zeitschrift 34, 273–285.
- [112] Wieringa J. (1992) *Updating the Davenport roughness classification*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 41–44, 357–368.
- [113] Eurocode 1 (1995) *Basis of design and actions on structures – Part 2-4: Actions on structures – Wind actions*. European Prestandard ENV 1991-2-4.
- [114] Cook N.J. (1997) *The Deaves and Harris ABL model applied to heterogeneous terrain*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 66, 197–214.
- [115] Ferziger J.H., Perić M., Street R.L. (2020) *Computational Methods for Fluid Dynamics*. 4. izdanje. Springer Nature Switzerland AG, Švicarska.
- [116] Simscale (2021) *Boundary Conditions*. Pristupljeno dana 14. rujna 2021. Url poveznica: <https://www.simscale.com/docs/simulation-setup/boundary-conditions/>
- [117] Simscale (2021) *Symmetry*. Pristupljeno dana 14. rujna 2021. Url poveznica: <https://www.simscale.com/docs/simulation-setup/boundary-conditions/symmetry/>
- [118] Simscale (2021) *Periodic Boundary Condition*. Pristupljeno dana 14. rujna 2021. Url poveznica: <https://www.simscale.com/docs/simulation-setup/boundary-conditions/periodic-boundary-condition/>
- [119] The „ManchesterCFD“ Team (2021) *Quick overview of different „Boundary Conditions“ in CFD*. Pristupljeno dana 14. rujna 2021. Url poveznica: <https://www.manchestercfd.co.uk/post/quick-overview-of-different-boundary-conditions-in-cfd>
- [120] Pope S.B. (2000) *Turbulent Flows*. Cambridge University Press, Cambridge, UK.
- [121] Martinez B. (2011) *Wind resource in complex terrain with OpenFOAM*. Master thesis. Technical university of Denmark, Denmark.
- [122] Kozmar H. (2011) *Truncated vortex generators for part-depth wind-tunnel simulations of the atmospheric boundary layer flow*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 99 (2–3), 130–136.
- [123] Patankar S.V., Spalding D.B. (1972) *A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows*. International Journal of Heat and Mass Transfer 15, 1787–1806.

- [124] Jasak H. (1996) *Error Analysis and Estimation for the Finite Volume Method with Applications to Fluid Flow*. PhD Thesis. Imperial College, University of London, Ujedinjeno Kraljevstvo.
- [125] Greenshields C.J. (2016) *OpenFOAM: the OpenFOAM Foundation, User Guide Version 4.0*. OpenFOAM Foundation Ltd.
- [126] Yaglom A.M. (1979) *Similarity laws for constant pressure and pressure-gradient turbulent wall flows*. Annual Review of Fluid Mechanics 11, 505–540.
- [127] Castro I.P., Robins G. (1977) *The flow around a surface-mounted cube in uniform and turbulent streams*. Journal of Fluid Mechanics 79(2), 307–335.
- [128] Paterson D.A., Apelt C.J. (1990) *Simulation of flow past a cube in a turbulent boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 35, 149–176.
- [129] Lim H.C., Thomas T.G., Castro I.P. (2009) *Flow around a cube in a turbulent boundary layer: LES and experiment*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 97, 96–109.
- [130] Franke J., Hellsten A., Schlunzen H., Carissimo B.E. (2007) *Best Practice Guideline for the CFD Simulation of Flows in the Urban Environment*. Cost action 732: quality assurance and improvement of microscale meteorological models.
- [131] Krajnović S., Davidson L. (2002) *Large-Eddy Simulation of the flow around a bluff body*. AIAA Journal 40(5), 927–936.
- [132] Juretić F. (2004) *Error Analysis in Finite Volume CFD*. PhD Thesis. Imperial College, University of London, Ujedinjeno Kraljevstvo.
- [133] Kozmar H., Laschka B. (2019) *Wind-tunnel modeling of wind loads on structures using truncated vortex generators*. Journal of Fluids and Structures 87, 334–353.
- [134] Easom G. (2000) *Improved turbulence models for computational wind engineering*. PhD Thesis. University of Nottingham, United Kingdom.
- [135] Franke J., Hirsch C., Jensen G., Krüs H.W., Miles S.D., Schatzmann M., Westbury P.S., Wisse J.A., Wright N. (2004) *Recommendations on the use of CFD in wind engineering*. Proceedings of the International Conference on Urban Wind Engineering and Building Aerodynamics. Chapter 1, 1-11.

- [136] Issa R.I. (1995) *Rise of total pressure in frictional flow*. AIAA Journal 33, 772–774.
- [137] Sakamoto H., Arie M. (1982) *Flow around a cubic body immersed in a turbulent boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 9, 275–293.
- [138] Hunt A. (1982) *Wind-tunnel measurements of surface pressures on cubic building models at several scales*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 10, 137–163.
- [139] Unhale S.A. (2004) *Application and analysis of RANS based turbulence models for bluff body aerodynamics*. Diplomski rad. Texas Tech University, Sjedinjene Američke Države.
- [140] Tian W., Ozbay A., Hu H. (2018) *An experimental investigation on the aeromechanics and wake interferences of wind turbines sited over complex terrain*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 172, 379–394.
- [141] Beljaars A.C.M., Walmsley J.L., Taylor P.A. (1987) *A mixed spectral finite-difference model for neutrally-stratified boundary layer flow over roughness changes and topography*. Boundary-Layer Meteorology 38, 273–303.
- [142] El Kasmi A., Masson C. (2010) *Turbulence modeling of atmospheric boundary layer flow over complex terrain: a comparison of models at wind tunnel and full scale*. Wind Energy 13, 689–704.
- [143] Kilpatrick R., Hangan H., Siddiqui K., Parvu D., Lange J., Mann J., Berg J. (2016) *Effect of Reynolds number and inflow parameters on mean and turbulent flow over complex topography*. Wind Energy Science 1, 237–254.
- [144] Khurshudyan L.H., Snyder W.H., Nekrasov I.V. (1981) *Flow and dispersion of pollutants over two-dimensional hills*. US EPA Report EPA-600/4-81-067.
- [145] Pirooz A.A., Flay R.G.J. (2018) *Comparison of speed-up over hills derived from wind-tunnel experiments, Wind-Loading Standards, and Numerical Modelling*. Boundary-Layer Meteorology 168(2), 213–246.
- [146] Kim H.G., Lee C.M., Lim H.C., Kyong N.H. (1997) *An experimental and numerical study on the flow over two-dimensional hills*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 66, 17–33.

- [147] West G.S., Apelt C.J. (1982) *The effects of tunnel blockage and aspect ratio on the mean flow past a circular cylinder with Reynolds number between 10^4 and 10^5* . Journal of Fluid Mechanics 114, 361–377.
- [148] Shi L., Yeo D.H. (2017) *Large eddy simulations of model-scale turbulent atmospheric boundary layer flows*. Journal of Engineering Mechanics 143(9), 1–4.
- [149] Blocken B., Carmeliet J. (2004) *Pedestrian Wind Environment around Buildings: Literature Review and Practical Examples*. Journal of Thermal Envelope and Building Science 28(2), 107–159.
- [150] Blocken B., Carmeliet J. (2008) *Pedestrian wind conditions at outdoor platforms in a high-rise apartment building: generic sub-configuration validation, wind comfort assessment and uncertainty issues*. Wind and Structures 11(1), 51–70.
- [151] Blocken B., Persoon J. (2009) *Pedestrian wind comfort around a large football stadium in an urban environment: CFD simulation, validation and application of the new Dutch wind nuisance standard*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 97, 255–270.
- [152] Blocken B., Janssen W.D., van Hooff T. (2012) *CFD simulation for pedestrian wind comfort and wind safety in urban areas: General decision framework and case study for the Eindhoven University campus*. Environmental Modelling & Software 30, 15–34.
- [153] Blocken B., Stathopoulos T. (2013) *CFD simulation of pedestrian-level wind conditions around buildings: Past achievements and prospects*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 121, 138–145.
- [154] Janssen W.D., Blocken B., van Hooff T. (2013) *Pedestrian wind comfort around buildings: Comparison of wind comfort criteria based on whole-flow field data for a complex case study*. Building and Environment 59, 547–562.
- [155] Blocken B., Stathopoulos T., van Beeck J.P.A.J. (2016) *Pedestrian-level wind conditions around buildings: Review of wind-tunnel and CFD techniques and their accuracy for wind comfort assessment*. Building and Environment 100, 50–81.
- [156] Van Druenen T., van Hooff T., Montazeri H., Blocken B. (2019) *CFD evaluation of building geometry modifications to reduce pedestrian-level wind speed*. Building and Environment 163, 106293.

- [157] Tamura Y., Xu X., Yang Q. (2019) *Characteristics of pedestrian-level Mean wind speed around square buildings: Effects of height, width, size and approaching flow profile*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 192, 74–87.
- [158] Mittal H., Sharma A., Gairola A. (2019) *Numerical simulation of pedestrian level wind conditions: effect of building shape and orientation*. Environmental Fluid Mechanics 20, 663–688.
- [159] Ricci A., Kalkman I., Blocken B., Burlando M., Repetto M.P. (2020) *Impact of turbulence models and roughness height in 3D steady RANS simulations of wind flow in an urban environment*. Building and Environment 171, 106617.
- [160] Tse K.T., Zhang X., Weerasuriya A.U., Li S.W., Kwok K.C.S., Mak C.M., Niu J. (2017) *Adopting 'lift-up' building design to improve the surrounding pedestrian-level wind environment*. Building and Environment 117, 154–165.
- [161] Zhang X., Tse K.T., Weerasuriya A.U., Li S.W., Kwok K.C.S., Mak C.M., Niu J., Lin Z. (2017) *Evaluation of pedestrian wind comfort near 'lift-up' buildings with different aspect ratios and central core modifications*. Building and Environment 124, 245–257.
- [162] Zhang X., Tse K.T., Weerasuriya A.U., Kwok K.C.S., Niu J., Lin Z., Mak C.M. (2018) *Pedestrian-level wind conditions in the space underneath lift-up buildings*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 179, 58–69.
- [163] Liu J., Zhang X., Niu J., Tse K.T. (2019) *Pedestrian-level wind and gust around buildings with a 'lift-up' design: Assessment of influence from surrounding buildings by adopting LES*. Building Simulation 12, 1107–1118.
- [164] Tse K.T., Weerasuriya A.U., Kwok K.C. (2016) *Simulation of twisted wind flows in a boundary layer wind tunnel for pedestrian wind tunnel tests*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 159, 99–109.
- [165] Montazeri H., Blocken B. (2013) *CFD simulation of wind-induced pressure coefficients on buildings with and without balconies: Validation and sensitivity analysis*. Building and Environment 60, 137–149.

- [166] Murakami S., Mochida A. (1988) *3-D numerical simulation of airflow around a cubic model by means of the $k-\epsilon$ model*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 31, 283–303.
- [167] Yang W., Quan Y., Jin X., Tamura Y., Gu M. (2008) *Influences of equilibrium atmosphere boundary layer and turbulence parameter on wind loads of low-rise buildings*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 96, 2080–2092.
- [168] Britter R.E., Hunt J.C.R., Richards K.J. (1981) *Air flow over a two-dimensional hill: studies of velocity speed-up, roughness effects and turbulence*. Quarterly Journal of Royal Meteorological Society 107, 91–110.
- [169] Carpenter P., Locke N. (1999) *Investigation of wind speeds over multiple two-dimensional hills*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 83, 109–120.
- [170] Khurshudyan L.H., Snyder W.H., Nekrasov I.V. (1981) *Flow and dispersion of pollutants over two-dimensional hills*. US EPA Report EPA-600/4-81-067.
- [171] Kim H.G., Lee C.M., Lim H.C., Kyong N.H. (1997) *An experimental and numerical study on the flow over two-dimensional hills*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 66, 17–33.
- [172] Castro I.P., Apsley D.D. (1997) *Flow and dispersion over topography: a comparison between numerical and laboratory data for two-dimensional flows*. Atmospheric Environment 31(6), 839–850.
- [173] Kobayashi M.H., Pereira J.C.F., Siqueira M.B.B. (1994) *Numerical study of the turbulent flow over and in a model forest on a 2D hill*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 53, 357–374.
- [174] Cao S., Wang T., Ge Y., Tamura Y. (2012) *Numerical study on turbulent boundary layers over two-dimensional hills — effects of surface roughness and slope*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 104–106, 342–349.
- [175] Doyle J.D., Durran D.R. (2002) *The dynamics of mountain-wave-induced rotors*. Journal of Atmospheric Sciences 59, 186–201.

- [176] Lun Y.F., Mochida A., Murakami S., Yoshino H., Shirasawa T. (2003) *Numerical simulation of flow over topographic features revised by $k-\varepsilon$ models*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 91, 231–245.

ŽIVOTOPIS

Mihael Cindori je rođen 29. veljače 1992. godine u Zagrebu. Osnovnu i srednju školu (opću gimnaziju) je završio u Ivanić-Gradu, a 2010. godine na Fakultetu strojarstva i brodogradnje u Zagrebu je upisao preddiplomski studij strojarstva kojeg završava 2013.g. Iste godine upisao je diplomski studij kojeg je s odličnim uspjehom i velikom pohvalom (*Magna cum laude*) završio 2016.g. magistriravši s radom pod naslovom *Nova metoda za računalno modeliranje atmosferskog graničnog sloja*. Poslijediplomski doktorski studij na Fakultetu strojarstva i brodogradnje je upisao 2016. godine, a tema dokorskog istraživanja je *Računalno modeliranje homogenoga atmosferskog graničnog sloja uz primjenu dodatne masene sile*.

Tijekom diplomskog studija kratko vrijeme je radio kao razvojni inženjer za izradu mreže konačnih volumena za numeričko rješavanje problema računalne dinamike fluida i kao mlađi inženjer za područje računalne dinamike fluida u poduzeću Creative fields d.o.o. Od 2016. godine radi kao stručni suradnik (asistent u nastavi) na Zavodu za mehaniku fluida, Katedri za aerodinamiku okoliša i konstrukcija, Fakulteta strojarstva i brodogradnje u Zagrebu. Osim aktivnog sudjelovanja u nastavnim obvezama na kolegijima Mehanika fluida, Mehanika fluida K, Mehanika fluida I, Mehanika fluida II E i Mehanika fluida II Z, bio je neposredni voditelj dva završna i jednog diplomskog rada. U periodu od travnja 2017. godine do travnja 2021. godine je aktivno sudjelovao na projektu Hrvatske zaklade za znanost *Opterećenje vjetra i mora na energetske konstrukcije* (engl. *Wind and sea loads on energy structures*). Stručno područje interesa su mu mehanika fluida, računalna dinamika fluida, računalno modeliranje strujanja u atmosferi, te utjecaj vjetra na opterećenje konstrukcija i na udobnost pješaka.

Do sada je sudjelovao na tri međunarodne konferencije iz područja vjetroinženjerstva, na kojima je usmeno prezentirao rezultate svog istraživanja. Također je objavio jedan konferencijski rad i tri znanstvena rada u časopisima s međunarodnom recenzijom indeksiranim u Current Contents bazi.

Slobodno vrijeme provodi u druženju s dobrim prijateljima, gledanju dobrih filmova, serija i *podcast*-a, te čitajući knjige historiografske, filozofske i društveno političke tematike.

Znanstveni radovi:a) Radovi referirani u CC/SCI (WoS)

- 1.) Cindori M., Juretić F., Kozmar H., Džijan I. (2018) *Steady RANS model of the homogeneous atmospheric boundary layer*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 173, 289–301.
- 2.) Cindori M., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2020) *The Atmospheric Boundary Layer Above Generic Hills: Computational Model of a Unidirectional Body Force–Driven Flow*. Boundary-Layer Meteorology 176, 159–196.
- 3.) Cindori M., Čajić P., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2022) *A comparison of major steady RANS approaches to engineering ABL simulations*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 221, 104867, <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2021.104867>.

b) Konferencijski radovi

- 1.) Cindori M., Juretić F., Kozmar H., Džijan I. (2017) *Steady RANS simulation of the homogeneous neutrally stratified atmospheric boundary layer*. Proceedings of the 7th European–African Conference on Wind Engineering (EACWE 2017), Liege, Belgija, sažetak, usmena prezentacija.
- 2.) Cindori M., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2018) *Computational Approach to Steady RANS Simulations of the Homogeneous Neutrally–Stratified Atmospheric Boundary Layer*. The 7th International Symposium on Computational Wind Engineering (CWE 2018), Seoul, Južna Koreja, cjeloviti rad, usmena prezentacija.
- 3.) Cindori M., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2018) *A novel steady RANS model for the computational modeling of the homogeneous atmospheric boundary layer flow over hilly terrain*. In–Vento 2018, XV Conference of the Italian Association for Wind Engineering, Napulj, Italija, sažetak, usmena prezentacija.
- 4.) Cindori M., Džijan I., Juretić F., Kozmar H. (2019) *Computational model of the atmospheric boundary layer flow over two–dimensional cosine–shaped hills*. The 15th International Conference on Wind Engineering, Peking, Kina, poster.