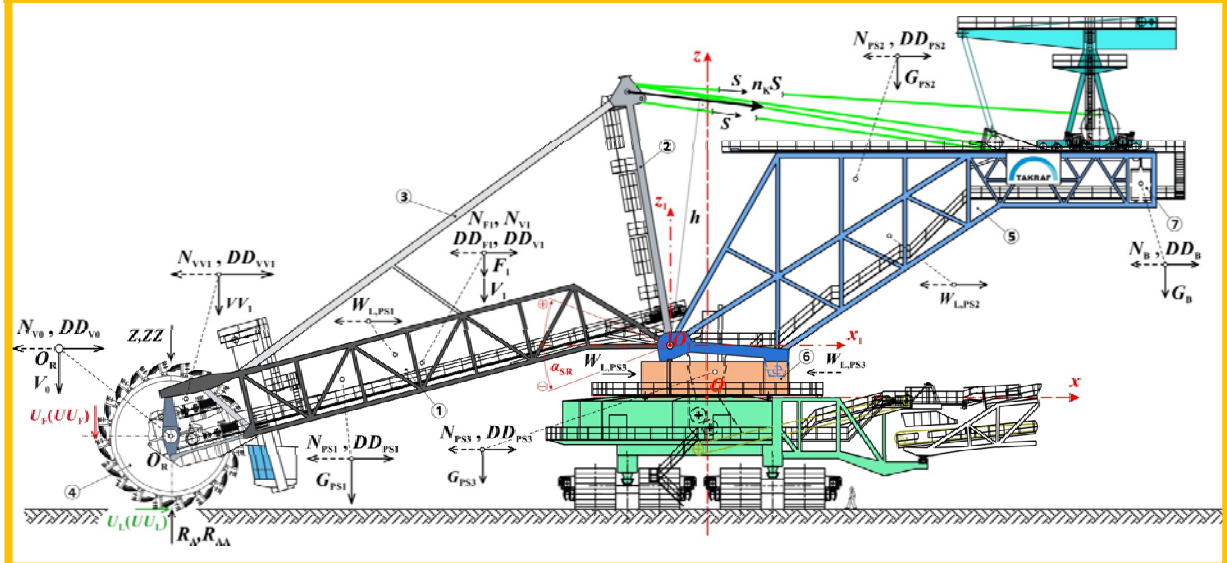


УНИВЕРЗИТЕТ У БЕОГРАДУ

МАШИНСКИ ФАКУЛТЕТ

ОД А ПРИОРИ ДО А ПОСТЕРИОРИ
СТАТИЧКЕ СТАБИЛНОСТИ РОТОРНИХ БАГЕРА
– ТЕХНИЧКО РЕШЕЊЕ (КАТЕГОРИЈА М82) –



БЕОГРАД, фебруар 2020.

САДРЖАЈ

1. Аутори техничког решења	1
2. Назив техничког решења	1
3. Кључне речи	1
4. Инвеститор	1
5. Година израде техничког решења	1
6. Година почетка примене техничког решења	1
7. Научна област и научна дисциплина којој припада техничко решење	1
8. Проблем који се решава применом техничког решења	2
9. Стање решености проблема у свету	3
10. Опис техничког решења	4
11. Техничка документација	6
12. Доказ о примени техничког решења	146
13. Листа раније прихваћених техничких решења	146
14. Литература	148
Прилози	150
Прилог 1: Уговор	151
Прилог 2: Потврда корисника	166
Прилог 3: Рад публикован у часопису са SCI листе (категорија: M22)	169

1. АУТОРИ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

проф. др Срђан Бошњак, Универзитет у Београду-Машински факултет

доц. др Небојша Гњатовић, Универзитет у Београду-Машински факултет

истраживач-сарадник, Иван Миленовић, Универзитет у Београду-Машински факултет

2. НАЗИВ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА И ПРИЈАВЉЕНА КАТЕГОРИЈА

„Од а priori до а постериори статичке стабилности роторних багера“

Категорија: М82

3. КЉУЧНЕ РЕЧИ

роторни багер, обртна горња градња, статичка стабилност

4. ИНВЕСТИТОР

Техничко решење примењено је током израде студије под називом „Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације“ (период реализације: 26.04. 2018-23.04. 2019.) која је урађена за потребе Јавног предузећа „ЕЛЕКТРОПРИВРЕДА СРБИЈЕ“ Београд, Београд, Балканска 13. Уговор о изради студије дат је у Прилогу 1.

5. ГОДИНА ИЗРАДЕ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

2018.

6. ГОДИНА ПОЧЕТКА ПРИМЕНЕ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

2019. (Прилог 2: Потврда корисника)

7. НАУЧНА ОБЛАСТ И НАУЧНА ДИСЦИПЛИНА КОЈОЈ ПРИПАДА ТЕХНИЧКО РЕШЕЊЕ

Научна област: машинство

Научна дисциплина (ужа научна област): механизација

8. ПРОБЛЕМ КОЈИ СЕ РЕШАВА ПРИМЕНОМ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

Основни проблем који се решава применом техничког решења јесте проблем статичке стабилности роторних багера, највећих самоходних машина (на пример, роторни багер TAKRAF 293 масе 14200 t, дужине 225 m, висок је 96 m [1,2]), који чине окосницу система површинске експлоатације угља. Поменути системи представљају једно од најзначајнијих достигнућа у рударству XX века, чији је значај упоредив са значајем који је за рударе XIX века имало откриће и примена динамита [3]. Комплексност проблема уравнотежавања роторних багера проистиче из:

- променљивости геометријске конфигурације обртне горње градње;
- сложености услова радне средине, како током процеса ископа тла, тако и током кретања саме машине;
- релативно великог броја комбинација парцијалних оптерећења;
- вишеструких ограничења скупа могућих решења.

Развијено техничко решење може успешно да се примени и на одлагаче [4], висококапацитетне мега-машине, последње у ланцу БТО (Багер-Тракасти транспортер-Одлагач) система.

О значају примене техничког решења које доприноси поузданости и сигурности рада роторних багера, као основних машина на површинским угљенокопима, упечатљиво говори чињеница да је у укупној производњи електричне енергије у Србији доманантно учешће електричне енергије добијене из лигнита (70,3% у 2015. [5]).

9. СТАЊЕ РЕШЕНОСТИ ПРОБЛЕМА У СВЕТУ

Идентификација основних параметара статичке стабилности обртне горње градње (ОПСС: тежина и положај тежишта) од изузетне је важности, како током развоја пројекта роторних багера, тако и током њихове експлоатације [6]. Управо због тога, валидација прорачунских вредности ОПСС обавља се вагањем непосредно након завршене монтаже багера, као и након сваке реконструкције обртне горње градње [7-11].

У референтној литератури, класици из области роторних багера [7,12-14], проблем њихове статичке стабилности разматран је само начелно. Актуелна техничка регулатива из области роторних багера, односно стандарди [15,16], не даје поступак прорачуна статичке стабилности. Утицај ОПСС на оптерећења затега стреле ротора разматран је у [6], док су у радовима [17-19] разматрани утицаји масе противтега, ротора са погоном, масе коре, као и масе откопаног материјала тла у пријемном бункеру, на динамички одзив структуре горње градње.

У литератури која је била доступна ауторима, говори се искључиво о прорачуну степена сигурности против претурања на основу пројектне документације (пројектована - жељена слика обртне горње градње [4]), односно, пре вагања ('а приори' [4]), штуро и у општим цртама. Алгоритам прорачуна, са одговарајућим формулама, није дат. Доказ стабилности на основу ОПСС утврђених вагањем (стварна слика обртне горње градње [4]), односно доказ стабилности 'а постериори' [4] се и не помиње. Управо због тога, у раду [4] детаљно је изложен 'а приори' поступак доказа статичке стабилности обртне горње градње и предложен оригинални поступак доказа статичке стабилности 'а постериори', уз критичку анализу добијених резултата. Сви прорачуни и компаративна анализа резултата изведени су применом сопственог софтвера „STEX“ [4], развијеног током реализације техничког решења, који омогућава одређивање свих величина неопходних за анализу статичке стабилности на целокупном домену промене угла нагиба стреле ротора.

10. ОПИС ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

Одговор на питање „шта радити након вагања горње градње?“ дат је једино у [7] (страна 233): „Уколико се резултати вагања разликују за више од 5% од теоријских-прорачунских вредности усвојених за анализу стабилности, мора се проверити прорачун и поновити процедура вагања. Након тога, мора се извршити корекција баласта тако да положај тежишта одговара прорачунским вредностима.“ Дакле, одговор је начелног карактера, уз напомену да су масе обртне горње градње код роторних багера средње величине (класе), који доминирају на српским угљенокопима око 1000 t, при чему се пројектоване масе баласта крећу у распону од 175 t (роторни багер SRs 2000) до 500 t (роторни багер SchRs 1760).

С обзиром на изузетан значај проблема статичке стабилности, техничким решењем уведена је класификација модела обртне горње градње у две основне групе, модели 'а приори' и модели 'а постериори' и дат поступак трансформације прорачунског модела 'а приори' (пројектована слика обртне горње градње) у прорачунски модел 'а постериори' (стварна слика обртне градње). Основне фазе нове методе прорачуна статичке стабилности обртне горње градње ('а постериори') су:

1. усклађивање прорачунског модела са свим изменама насталим током развоја пројекта и извођења монтаже, односно формирање прорачунског модела 'а приори';
2. прво вагање, непосредно након завршене монтаже;
3. израчунавање тежине и положаја тежишта модела 'а приори' за мерне положаје стреле ротора;
4. израчунавање корективне масе, као и њеног положаја, на основу резултата првог мерења;
5. формирање прорачунског модела 'а постериори' узимајући у обзир и утицај корективне масе;
6. валидација прорачунског модела 'а постериори' на основу резултата првог мерења;
7. одређивање потребне корекције масе противтега и подешених вредности сила у ужадима механизма за промену угла нагиба стреле ротора, на основу резултата прорачуна стабилности изведених на моделу 'а постериори';
8. друго (контролно) мерење са коригованом масом противтега;
9. израчунавање тежине и положаја тежишта модела 'а постериори' за положаје стреле ротора током мерења 2;

10. коначна валидација модела 'а постериори' на основу резултата другог мерења;

11. коначни прорачун минималних вредности степена сигурности против претурања, на целокупном домену угла нагиба стреле ротора, коришћењем модела 'а постериори'.

Модел 'а постериори' од изузетне су важности и за успешну и поуздану експлоатацију машине зато што представљају основу за:

- подешавање и контролу граничних вредности сила у ужадима механизма за промену угла нагиба стреле ротора;
- периодичну контролу тежине и положаја тежишта;
- евентуалне реконструкције са циљем да се оствари оптимално прилагођавање машине условима рада;

што је посебно значајно због чињенице да су роторни багери и одлагачи машине намењене за вишедеценијску експлоатацију.

Коначно, суштину техничког решења, уз детаљан приказ механичког и математичког модела, аутори су 2018. године публиковали у часопису *Eksploatacja i Niezawodnosc – Maintenance and Reliability* (категорија M22, IF2018=1.806), као рад под називом „*From ‘a priori’ to ‘a posteriori’ static stability of the slewing superstructure of a bucket wheel excavator*“, Прилог 3 (<http://dx.doi.org/10.17531/ein.2018.2.04>). Наведени рад представља први рад из области статичке стабилности роторних багера и сродних машина објављен у часопису са SCI листе, што доказује научни потенцијал техничког решења.

11. ТЕХНИЧКА ДОКУМЕНТАЦИЈА

У наставку је дат део студије под називом „Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације“, у коме је техничко решење примењено за решавање проблема статичке стабилности обртне горње градње роторног багера SRs 2000 (одељци 5.3.1 и 5.3.2., укупни обим 134 стране).

УНИВЕРЗИТЕТ У БЕОГРАДУ

МАШИНСКИ ФАКУЛТЕТ
БЕОГРАД, Краљице Марије 16

РУДАРСКО-ГЕОЛОШКИ ФАКУЛТЕТ
БЕОГРАД, Ђушина 7



ГРУПА МАФ&РГФ

СТУДИЈА

АНАЛИЗА ПОГОНСКИХ СИСТЕМА РАДНОГ ТОЧКА НА БАГЕРИМА SRs 2000 СА ЦИЉЕМ УНИФИКАЦИЈЕ

ИНВЕСТИТОР:

ЈП ЕЛЕКТРОПРИВРЕДА СРБИЈЕ БЕОГРАД
Балканска 13, БЕОГРАД

Уговор: 12.01.18633/12-18 од 26.04. 2018. (Електропривреда Србије Београд)

1119/1 од 07.05. 2018. (Машински факултет - за Групу МАФ&РГФ)

Руководилац пројекта

Проф. др Срђан Бошњак

ГРУПА МАФ&РГФ

Денант Машинског факултета

Проф. др Радивоје Митровић



© Прештампавање и умножавање није дозвољено без одобрења ЈП ЕПС БЕОГРАД
Београд, 22. април 2019. године

САДРЖАЈ

КЊИГА 1

ОПШТИ ДЕО	0-1
0.1 Решење о упису Машинског факултета у Београду у судски регистар	0-2
0.2 Извод из Статута Машинског факултета у Београду	0-11
0.3 Решење о упису Рударско-геолошког факултета у Београду у судски регистар	0-13
0.4 Извод из Статута Рударско-геолошког факултета у Београду	0-21
0.5 Споразум о заједничкој понуди	0-24
0.6 Лиценце	0-30
0.7 Решење о одређивању одговорног пројектанта	0-38
0.8 Програмски задатак	0-40
1.0 ИСКУСТВА СА ДО САДА ПРИМЕЊИВАНИМ ПОГОНИМА КОПАЊА РОТОРНИХ БАГЕРА SRS 2000 НА ПОВРШИНСКИМ КОПОВИМА ЕПС-а	1-1
1.1 Систематизовање запажања и примедби одржавалаца роторних багера	1-2
1.2 Хронологија проблема у раду погона копања	1-19
1.3 Техноекономска анализа до сада реализованих техничких решења погона копања	1-33
1.4 Досадашња искуства у овој области у свету	1-35
2.0 ГЕОЛОШКА ГРАЂА РАДНЕ СРЕДИНЕ НА ПОВРШИНСКИМ КОПОВИМА УГЉА ЕПС-а	2-1
2.1 Колубарски угљени басен	2-1
2.2 Костолачки угљени басен	2-13
3.0 МЕРЕЊЕ И СНИМАЊЕ ОТПОРА КОПАЊА (ИЗМЕРЕНО/ПРОЈЕКТОВАНО)	3-1
3.1 Мерење специфичног отпора копања	3-1
3.1.1 Изведена мерења отпора на копање на багерима SRs2000 у оквиру површинских копова Електропривреде Србије	3-48
3.2 Вибро-дијагностика и мерење убрзања на постојећим погонима копања	3-98
3.3 Анализа утицаја постојећих погона копања на носећу структуру	3-135
3.3.1 Напонска стања постојеће стреле ротора	3-135
3.3.2 Модална анализа постојеће стреле ротора	3-283
4.0 АНАЛИЗА МОГУЋНОСТИ УНИФИКАЦИЈЕ ПОГОНА КОПАЊА	4-1
4.1 Упоредба постојећих концепција погона копања	4-1
4.2 Анализа стања редуктора копања и осталих елемената погона копања	4-10
4.3 Сагледавање могућности унификације погона копања (редуктор, осовина, мембрана, радни точак) на основу постојећих ресурса	4-14
4.4 Анализа утицаја фреквентне регулације на погон копања	4-24
4.5 Анализа оправданости унификације погона копања	4-30

КЊИГА 2

5.0 ПРЕДЛОГ УНИФИКОВАНОГ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

ПОГОНА КОПАЊА БАГЕРА SRs 2000	5-1
5.1 Конструкционо решење оптимизованог унификованог погона копања	5-1
5.1.1 Конструкционо решење редизајниране стреле ротора	5-5
5.2 Техничка документација оптимизованог унификованог погона копања (до нивоа радионичког цртежа)	5-7
5.3 Рачунска верификација (сви неопходни прорачуни укључујући доказ капацитета)	5-12
5.3.1 Маса горње градње багера	5-12
5.3.2 Стабилност горње градње багера	5-29
5.3.2.1 Стабилност горње градње багера-модел 1: TGL 13472 vs DIN 22261-2 vs Takraf ...	5-29
5.3.2.2 Стабилност горње градње багера SRs 2000: „Тамнава-Западно Поље“ (модел 5)..	5-82
5.3.2.3 Стабилност горње градње багера SRs 2000 („Тамнава-Западно Поље“) након реконструкције погона ротора (модел 6)	5-115
5.3.2.4 Параметри стабилности багера SRs 2000: „Дрмно“ (багер 3) vs „Тамнава-Западно Поље“ (модел 6)	5-144
5.3.3 Напонска стања редизајниране стреле ротора	5-146
5.3.3.1 Напонска стања постојеће стреле ротора са редизајнираном главом	5-148
5.3.3.2 Напонска стања локално ојачане постојеће стреле ротора са редизајнираном главом	5-294
5.3.4 Доказ носивости елемената оптимизованог унификованог погона копања	5-440
5.3.5 Модална анализа локално ојачане постојеће стреле ротора са редизајнираном главом	5-457
5.3.6 Доказ капацитета	5-462
5.4 Анализа утицаја оптимизованог унификованог техничког решења погона копања на поуздан и безбедан рад основне машине	5-463
5.4.1 Упоредна анализа параметара статичке стабилности	5-463
5.4.2 Упоредна анализа чврстоће стреле ротора	5-467
5.4.2.1 Упоредна анализа чврстоће стреле ротора: постојећа стрела ротора vs постојећа стрела ротора са редизајнираном главом	5-467
5.4.2.2 Упоредна анализа чврстоће стреле ротора: постојећа стрела ротора vs локално ојачана постојећа стрела ротора са редизајнираном главом	5-493
5.4.3 Упоредна анализа модалних карактеристика стреле ротора	5-518
5.4.4 Анализа утицаја фреквентне регулације	5-520
5.5 Пројекат уградње новог техничког решења погона копања на багере са термин планом	5-521
5.5.1 Фаза 1 - Припрема радилишта и багера за реконструкцију	5-521
5.5.2 Фаза 2 - Демонтажа делова постојећег погона копања	5-533
5.5.3 Фаза 3 - Реконструкција и ојачавање стреле ротора	5-542
5.5.4 Фаза 4 - Монтажа елемената унификованог решења система погона копања	5-546

5.5.5 Фаза 5 - Завршни радови пре пуштања багера у пробни рад	5-553
5.5.6 Термин план уградње унификованог погона копања	5-556
5.5.7 Елаборат о уређењу радилишта	5-557
6.0 ЕКОНОМСКА АНАЛИЗА	6-1
6.1 Предмер и предрачун оптимизације и унификације погона копања уз коришћење постојећих ресурса	6-1
6.1.1 Варијанта 1 – Нижи степен унификације	6-1
6.2 Предмер и предрачун оптимизације и унификације са набавком новог погона копања	6-3
6.2.1 Варијанта 2 – Виши степен унификације	6-3
6.2.2 Варијанта 3 – Највиши степен унификације	6-5
ЛИТЕРАТУРА	Л-1
ПРИЛОЗИ	П-1
Прилог 1: „Извештај о мерењу тежине и одређивању тежишта обртне горње градње роторног багера SRs 2000x32/5 (2x670 kW) + VR“ (нулто вагање, Институт ИМС, документ број 2386-4 од 19.12. 1995.)	П-2
Прилог 2: Допис ГОША – Развојни биро од 14.11. 1995.	П-16
Прилог 3: „Записнику о убацивању барита у сандук баласта и багерски кран“	П-18
Прилог 4: Допис ГОША – Развојни биро од 21.11. 1995.	П-26
Прилог 5: „Мерење силе налегања“	П-28
Прилог 6: Белешке Александра јовановића и Бранка Марковића	П-34
Прилог 7: Вагање и одређивање положаја тежишта горње градње багера SRs 2000 (вагање 1, 13.09. 2004.)	П-37
Прилог 8: Вагање и одређивање положаја тежишта горње градње багера SRs 2000 (вагање 2, 28.07. 2006.)	П-52
Прилог 9: Вагање и одређивање положаја тежишта горње градње багера SRs 2000 (вагање 3, 18.08. 2011.)	П-64
Прилог 10: Вагање и одређивање положаја тежишта горње градње багера SRs 2000 (вагање 4, 27.11. 2017.)	П-79
Прилог 11: Вагање и одређивање положаја тежишта горње градње багера SRs 2000 (багер 3, ПК „Дрмно“ - вагање након реконструкције, 27.05. 2017.)	П-94
Прилог 12: „Корекција баласта и мерење силе налегања“ (багер 3, ПК „Дрмно“: 27-28.05. 2017.)	П-105

КЊИГА 3

Техничка документација оптимизованог унификованог погона копања

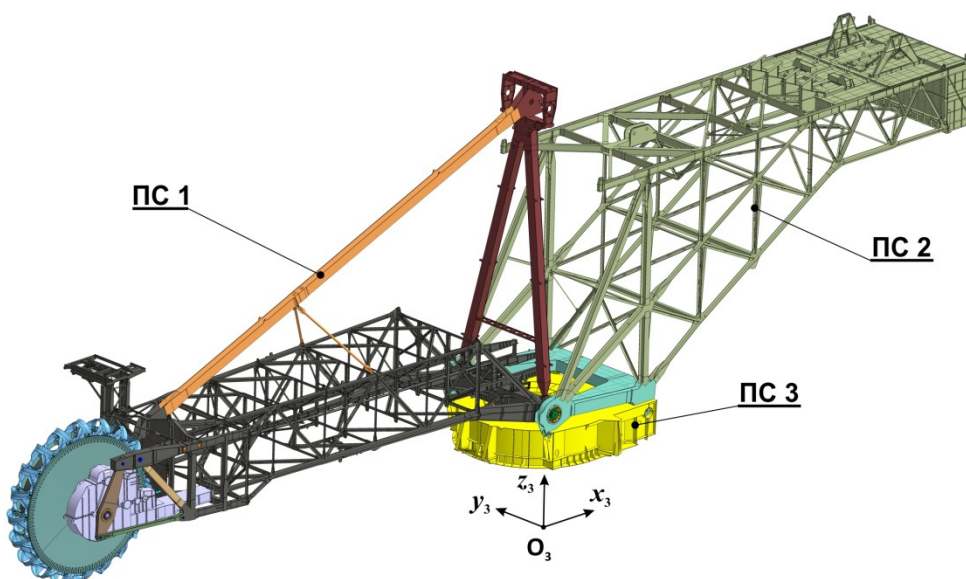
5.3 РАЧУНСКА ВЕРИФИКАЦИЈА

5.3.1 Маса горње градње багера

Горњу градњу (ГГ) багера SRs 2000, слика 5.10, чине три основне подструктуре:

- подструктура 1 (ПС1) – стрела ротора (СР), слика 5.11;
- подструктура 2 (ПС2) – стрела баласта (СБ), слика 5.12;
- подструктура 3 (ПС3) – обртна платформа (ПФ), слика 5.13,

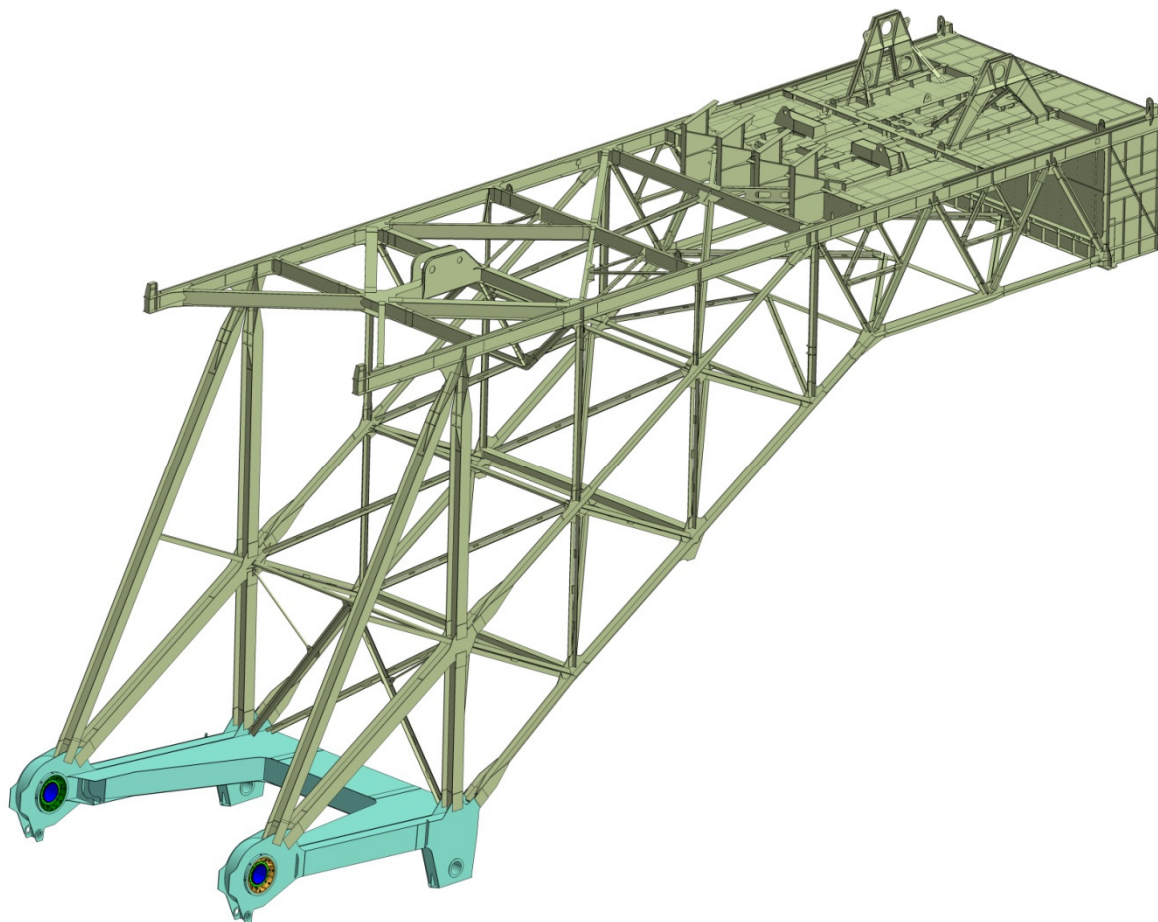
Подструктура стреле ротора зглобно је ослоњена на подструктуру стреле баласта, док се промена угла нагиба СР остварује ужетним механизмом. Са стране ротора подструктура СБ слободно је ослоњена обртну платформу, док је са стране баласта на њу ослоњена посредством цилиндричних зглобова.



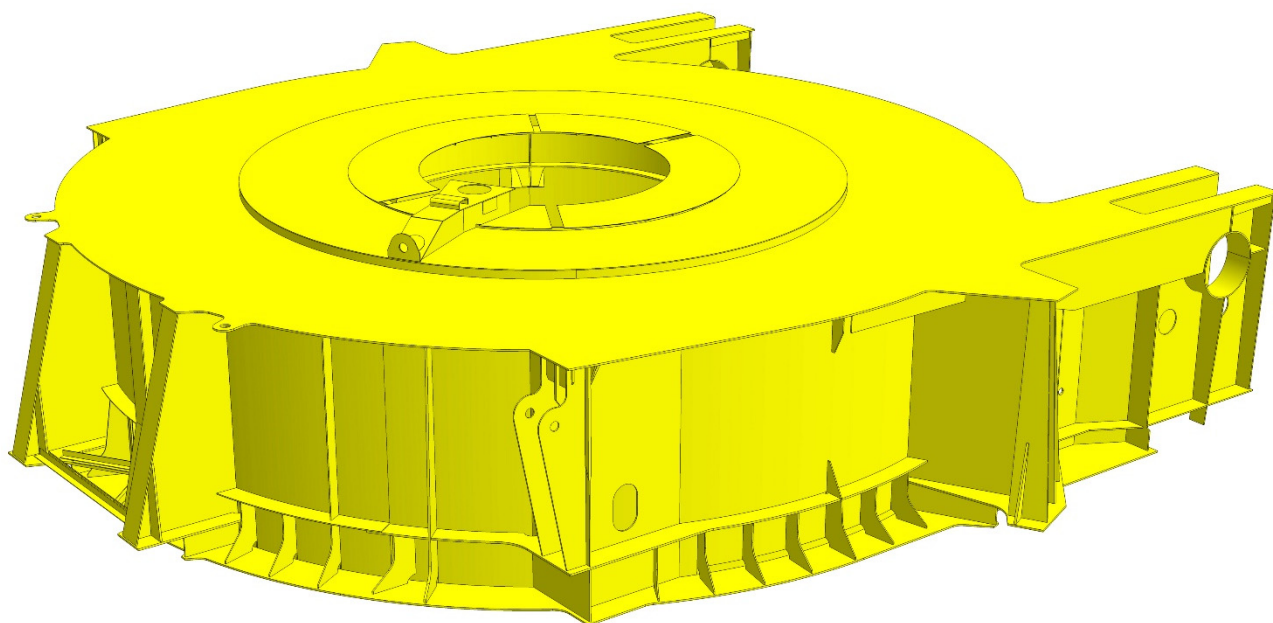
Слика 5.10. 3Д модел горње градње багера SRs 2000x32/5 („Тамнава – Западно Поље“)



Слика 5.11. Подструктура 1 (ПС1): стрела ротора



Слика 5.12. Подструктура 2 (ПС2): стрела баласта



Слика 5.13. Подструктура 3 (ПС3): обртна платформа

Идентификација њихових маса, као и положаја средишта маса, извршена је на основу четири документа и то:

- документ 1: „Endgültige Stabilität“ (цртеж број 530 781 731, TAKRAF);
- документ 2: „Information“ (прелиминарна анализа стабилности, TAKRAF);
- документ 3: Прелиминарна анализа стабилности за случај када је стрела ротора у плану (радни материјал, три стране рукописа, TAKRAF);
- документ 4: „Aufrechnungsblätter zur Stabilität“ (TAKRAF) за багер SRs 2000x33/6 (2x500 kW) који је у експлоатацији на површинском копу „Суводол“ – Македонија.

На основу наведених докумената формирана су четири аналитичка модела горње градње (ГГ), табела 5.3, чије ознаке одговарају ознакама докумената на основу којих су генерисани.

Табела 5.3. Маса горње градње и положај њихових средишта (СР: хоризонтална)

Део	Величина	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4
ПС1	m (t)	428,062	409,668	422,650	421,326
	x_3 (m)	-27,378	-26,875	-27,292	-26,493
	y_3 (m)	-0,516	-0,301	-0,504	-0,430
	z_3 (m)	8,645	8,857	8,747	8,578
ПС2	m (t)	506,735 ¹⁾	484,561 ²⁾	492,149 ³⁾	468,248 ⁴⁾
	x_3 (m)	25,898	25,577	26,025	25,882
	y_3 (m)	0,050	0,086	0,208	0,136
	z_3 (m)	16,840	16,863	16,888	17,090
ПС3	m (t)	118,131	115,810	115,826	113,400
	x_3 (m)	0,451	0,404	0,404	0,461
	y_3 (m)	0,009	0,031	0,031	0,041
	z_3 (m)	1,503	1,367	1,367	1,531
ГГ	m (t)	1052,928	1010,039	1030,625	1002,974
	x_3 (m)	1,384	1,416	1,281	1,006
	y_3 (m)	-0,185	-0,077	-0,104	-0,113
	z_3 (m)	11,787	11,839	11,805	11,755

¹⁾ Укупна маса баласта и покретног тега за затезање ужади механизма за дизање СР: 178 t

²⁾ Маса баласта 160 t; маса покретног тега за затезање ужади механизма за дизање СР није експлицитно наведена

³⁾ Укупна маса баласта и покретног тега за затезање ужади механизма за дизање СР: 175 t

⁴⁾ Маса баласта 160 t; маса покретног тега за затезање ужади механизма за дизање СР није експлицитно наведена

Да би се извршила валидација аналитичких модела, неопходно је извршити упоредну анализу основних параметара статичке стабилности (маса/тежина и положај средишта маса/тежишта) добијених прорачуном и нултим вагањем („Извештај о мерењу тежине и

одређивању тежишта обртне горње градње роторног багера SRs 2000x32/5 (2x670 kW) + VR“, Институт ИМС, документ број 2386-4 од 19.12. 1995. – Прилог 1), табела 5.4.

Табела 5.4. Маса горње градње и положај њеног средишта при нултом вагању

Положај стреле ротора	Маса ГГ (t)	Положај средишта x_3 (m)	Положај средишта y_3 (m)	Маса ³⁾ баласта (t)	Маса тега ^{3,4)} (t)
доњи ¹⁾ , $m_{KT}^{2)}=9,16$ t	1064,47	0,005...0,012	0,085...0,093		
доњи	1053,64	0,324...0,333	0,074...0,081	151,5 ⁵⁾	20,2 ⁵⁾
хоризонтални	1055,91	0,535...0,539	0,085...0,092		

¹⁾ У извештају (Прилог 1) није једнозначно дефинисан „доњи положај“ СР; према белешци Александра Јовановића (ГОША – Развојни биро) угао нагиба СР износио је $\alpha_{SR}=-12,63^\circ$

²⁾ Маса контролног тега

³⁾ Укупна маса баласта (баласт у касетама+тег за затезање ужади); није наведено у извештају (Прилог 1)

⁴⁾ Покретни тег за затезање ужади механизма за дизање СР

⁵⁾ Према белешци Александра Јовановића (ГОША – Развојни биро)

У допису ГОША – Развојни биро од 14.11. 1995. (Прилог 2), поред осталог, наводи се и следеће: „Анализом резултата мерења Развојни биро је закључио да је ИМС извршио замену канала на ослоначким местима В и С. Развојни биро задржава право да изврши корекцију баласта уколико ИМС не прихвати очигледну грешку.“ Аутори студије прихватају овај став зато што је у потпуном сагласју са подацима презентираним у табели 5.3 (ординате тежишта ГГ су негативне код сва четири разматрана модел). Наиме, замена резултата добијених на мерним местима В и С, условљава промену предзнака ординате средишта (y_3) израчунате на основу резултата мерења. Осим тога, у белешкама Александра Јовановића (ГОША – Развојни биро) наведени су тачнији подаци за измерене масе ГГ (добијени на основу резултата датих у Прилогу 1) у доњем и хоризонталном положају СР, табела 5.5. Осредњавањем маса ГГ, табела 5.5, и анулирањем утицаја нагиба планума, добијени су коначни подаци о основним параметрима статичке стабилности ГГ, референтни за наставак анализе, табела 5.6.

Табела 5.5. Маса горње градње и положај њеног средишта при нултом вагању¹⁾

Положај стреле ротора	Маса ГГ (t)	Положај средишта x_3 (m)	Положај средишта y_3 (m)	Укупна маса баласта (t)	Маса тега (t)
доњи ($\alpha_{SR}=-12,63^\circ$)	1054,410	0,326	-0,080	151,5	20,2
хоризонтални	1057,270	0,539	-0,087		

¹⁾ Према белешкама Александра Јовановића (ГОША – Развојни биро)

Табела 5.6. Маса горње градње и положај њеног средишта при нултом вагању¹⁾

Положај стреле ротора	Маса ГГ (t)	Положај средишта x_3 (m)	Положај средишта y_3 (m)	Укупна маса баласта (t)	Маса тега (t)
доњи ($\alpha_{SR}=-12,63^\circ$)	1055,840	0,380	-0,080	151,5	20,2
хоризонтални	1055,840	0,599	-0,087		

¹⁾ Према белешкама Александра Јовановића (ГОША – Развојни биро)

Према „Записнику о убацивању барита у сандук баласта и багерски кран“ (Прилог 3) („Ова количина баласта је убачена у периоду од 27.09. 1995. до 15.10. 1995. и износила је 152.133 kg.“), током извођења нултог вагања укупна маса баласта износила је 152,133 kg, при чему је маса баласта у тегу за затезање ужади механизма за дизање СР износила 20,2 t. Прихватајући да је документ дат у Прилогу 3 вишег нивоа поузданости од белешке Аце Јовановића (ГОША – Развојни биро), извршена је одговарајућа корекција податка о маси баласта, табела 5.7.

Табела 5.7. Маса горње градње и положај њеног средишта при нултом вагању

Положај стреле ротора	Маса ГГ (t)	Положај средишта x_3 (m)	Положај средишта y_3 (m)	Укупна маса баласта (t)	Маса тега (t)
доњи ($\alpha_{SR}=-12,63^\circ$)	1055,840	0,380	-0,080	152,133	20,2
хоризонтални	1055,840	0,599	-0,087		

Да би се извршила упоредна анализа коригованих резултата нултог вагања, табела 5.7, и резултата добијених на основу аналитичких модела, табела 5.3, неопходно је, најпре, из аналитичких модела екстраховати утицај пројектованих маса баласта и покретног тега за затезање ужади и заменити их утицајем маса баласта и покретног тега за затезање ужади које су егзистирале током нултог вагања, а потом израчунати положај тежишта ГГ за хоризонтални и доњи положај СР ($\alpha_{SR}=-12,63^\circ$), табела 5.8.

Табела 5.8. Масе подструктуре 2 и горње градње и положај њихових средишта при масама баласта и тега за затезање ужади током нултог вагања (укупни баласт 152,133 t)

Део ¹⁾	Величина	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4
ПС2	m (t)	480,868	476,694	469,282	460,381
	x_3 (m)	25,401	25,419	25,581	25,724
	y_3 (m)	0,054	0,087	0,218	0,138
	z_3 (m)	16,807	16,852	16,855	17,082
ГГ	m (t)	1027,061	1002,172	1007,758	995,107
	x_3 (m)	0,534	1,152	0,512	0,736
	$\alpha_{SR}^{2)}=0^\circ$ y_3 (m)	-0,189	-0,078	-0,106	-0,114
	z_3 (m)	11,645	11,794	11,675	11,710
$\alpha_{SR}=-12,63^\circ$	x_3 (m)	0,375	0,972	0,343	0,572
	y_3 (m)	-0,189	-0,078	-0,106	-0,114
	z_3 (m)	9,738	9,614	9,401	9,490

¹⁾ Масе ПС1 и ПС3 (табела 5.3) су инваријантне у односу на масу баласта и покретног тега

²⁾ Угао нагиба СР

На основу резултата нултог вагања (табела 5.7) и података о пројектованим масама ГГ и положајима њихових средишта (табела 5.3), сагласно поступцима изложеним у [4,5] извршена је идентификација корективних маса и положаја њихових средишта, табела 5.9.

Табела 5.9. Корективне масе и положај њихових средишта

Величина	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4
m_{cor} (t)	28,779	53,668	48,082	60,733
x_3 (m)	2,937	-9,721	2,415	-1,651
y_3 (m)	3,676	-0,186	0,394	0,412
z_3 (m)	10,512	10,704	10,538	10,600

Према [6,7] горња граница прихватљивости резултата вагања јесте одступање у износу 5% од пројектоване масе ГГ у односу на масу одређену на основу резултата нултог вагања, табела 5.10. Дакле, на основу резултата презентираних у табели 5.10, из даље анализе искључују се модели 2 и 4. Осим тога, констатује се да је величина корективне масе за модел 3 (48,082 t) у доброј сагласности са констатацијом изнетом у Прилогу 2: „Разлика у тежинама горње градње у односу на прорачунске вредности и измерене вредности износи сса 50 тона.“ С обзиром на чињеницу да аутори студије не располажу пројектном документацијом која се односи на масу ГГ и њених подструктура, као и положаје средишта њихових маса, даља анализа изводи се и за модел 1 који задовољава критеријум прихватљивости резултата вагања.

Табела 5.10. Корективне масе и границе прихватљивости резултата нултог вагања

Величина	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4
m_{cor} (t)	28,779	53,668	48,082	60,733
$0,05 \times m_{GG,P}$ (t) ¹⁾	51,353	50,109	50,388	49,755
модел прихватљив	да	не	да	не

¹⁾ Пројектована маса горње градње са масом баласта и тега за затезање ужади при нултог вагању (табела 5.8)

На основу положаја средишта корективних маса, табела 5.9, закључује се да је она везана за непокретни део структуре ГГ и то ПС2 (стрела баласта). Увођењем корективних маса у моделе 1 и 3 остварена је усаглашеност маса њихових горњих градњи са масом горње градње одређене на основу нултог вагања, и одређен положај средишта њене масе за мерне положаје стреле ротора током нултог вагања, табела 5.11.

Упоредни приказ положаја средишта масе горње градње одређених на основу резултата нултог вагања, табела 5.7, као и прорачунских положаја средишта масе горње градње за кориговане моделе 1 и 3, табела 5.11, дат је у табели 5.12. Разлике апсциса и ордината

средишта масе горње градње, одређених на основу резултата нултог вагања и коригованих прорачунских модела 1 и 3, презентирани су у табели 5.13.

Табела 5.11. Кориговане масе подструктуре 2 и горње градње и положај њихових средишта при масама баласта и тега за затезање ужади током нултог вагања (укупни баласт 152,133 t)

Део ¹⁾	Величина	Кориговани модел 1	Кориговани модел 3
ПС2	m (t)	509,647	517,364
	x_3 (m)	24,132	23,428
	y_3 (m)	0,258	0,234
	z_3 (m)	16,452	16,268
ГГ	m (t)	1055,840	1055,840
	x_3 (m)	0,599	0,599
	$\alpha_{SR}^{2)}=0^\circ$ y_3 (m)	-0,084	-0,084
	z_3 (m)	11,632	11,623
	x_3 (m)	0,445	0,437
	$\alpha_{SR}=-12,63^\circ$ y_3 (m)	-0,084	-0,084
	z_3 (m)	9,409	9,453

¹⁾ Маса ПС1 и ПС3 (табела 5.3) су инваријантне у односу на корективну масу

²⁾ Угао нагиба СР

Табела 5.12. Апсцисе и ординате средишта масе горње градње: нулто вагање и кориговани прорачунски модели 1 и 3

$\alpha_{SR}^{1)} (^\circ)$	Величина	Нулто вагање	Кориговани модел 1	Кориговани модел 3
0	x_3 (m)	0,599	0,599	0,599
	y_3 (m)	-0,087	-0,084	-0,084
-12,63	x_3 (m)	0,380	0,445	0,437
	y_3 (m)	-0,080	-0,084	-0,084

¹⁾ Угао нагиба СР

Табела 5.13. Разлике апсциса и ордината средишта масе горње градње: нулто вагање и кориговани прорачунски модели 1 и 3

$\alpha_{SR}^{1)} (^\circ)$	Величина	Кориговани модел 1	Кориговани модел 3
0	$x_{3,NV}-x_3$ (m) ²⁾	0,000	0,000
	$y_{3,NV}-y_3$ (m) ³⁾	-0,003	-0,003
-12,63	$x_{3,NV}-x_3$ (m) ²⁾	-0,065	-0,057
	$y_{3,NV}-y_3$ (m) ³⁾	-0,004	-0,004

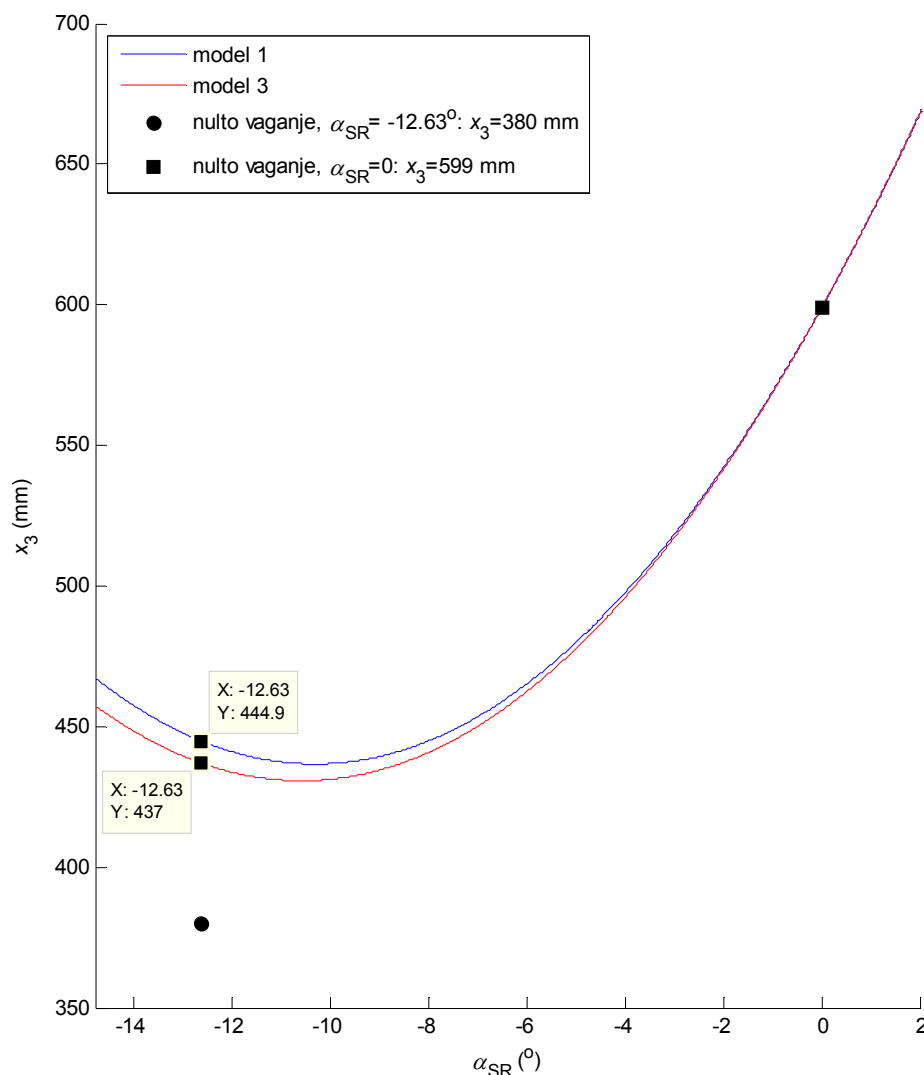
¹⁾ Угао нагиба СР

²⁾ $x_{3,NV}$ -апсциса средишта масе ГГ одређена на основу резултата нултог вагања; x_3 - апсциса средишта масе ГГ одређена на основу коригованог прорачунског модела

³⁾ $y_{3,NV}$ -ордината средишта масе ГГ одређена на основу резултата нултог вагања; y_3 - ордината средишта масе ГГ одређена на основу коригованог прорачунског модела

На основу анализе презентираних резултата прорачуна, закључује се следеће:

- масе коригованих прорачунских модела 1 и 3 једнаке су маси горње градње одређеној на основу резултата нултог вагања, табеле 5.7 и 5.11;
- при хоризонталном положају CP, апсцисе средишта масе ГГ коригованих прорачунских модела 1 и 3 једнаке су апсциси средишта масе ГГ одређеној на основу резултата нултог вагања, табеле 5.12 и 5.13, слика 5.14;



Слика 5.14. Апсцисе средишта маса горње градње коригованих модела 1 и 3 и резултати нултог вагања

- при доњем мерном положају CP ($\alpha_{SR} = -12,63^\circ$), апсцисе средишта масе ГГ коригованих прорачунских модела 1 и 3 веће су од апсцисе средишта масе ГГ одређеној на основу резултата нултог вагања за 65 mm и 57 mm, респективно, табела 5.13, слика 5.14;
- при хоризонталном положају CP, апсолутне вредности ордината средишта масе ГГ коригованих прорачунских модела 1 и 3 мање су од апсолутне вредности

ординате средишта масе ГГ одређеној на основу резултата нултог вагања за 3 mm, табеле 5.12 и 5.13;

- при доњем мерном положају СР ($\alpha_{SR}=-12,63^\circ$), апсолутне вредности ордината средишта масе ГГ коригованих прорачунских модела 1 и 3 веће су од апсолутне вредности ординате средишта масе ГГ одређеној на основу резултата нултог вагања за 4 mm, табеле 5.12 и 5.13.

Према „Записнику о убацивању барита у сандук баласта и багерски кран“ од 28.11. 1995. године (Прилог 3), као и допису ГОША – Развојни биро од 21. 11. 1995. године (Предмет: SRs 2000+VR, Справа 331068 – уградња баласта; Прилог 4) коначна укупна маса баласта износи

$$Q_{B,U}=Q_B+Q_T=151,8+20,2=172 \text{ t}, \quad \dots (5.1)$$

при чему је $Q_B=151,8 \text{ t}$ маса баласта у касетама, док је $Q_T=20,2 \text{ t}$ маса тега за затезање ужади механизма за дизање стреле ротора. Осим тога, у Прилогу 4 констатује се да се корекцијом баласта тежиште доводи у пројектовани положај, при чему није наведена нумеричка вредност пројектоване апсцисе. Уколико се као основа за даљу анализу усвоје резултати нултог вагања, онда, при хоризонталном положају СР, пројектована апсциса тежишта ГГ износи:

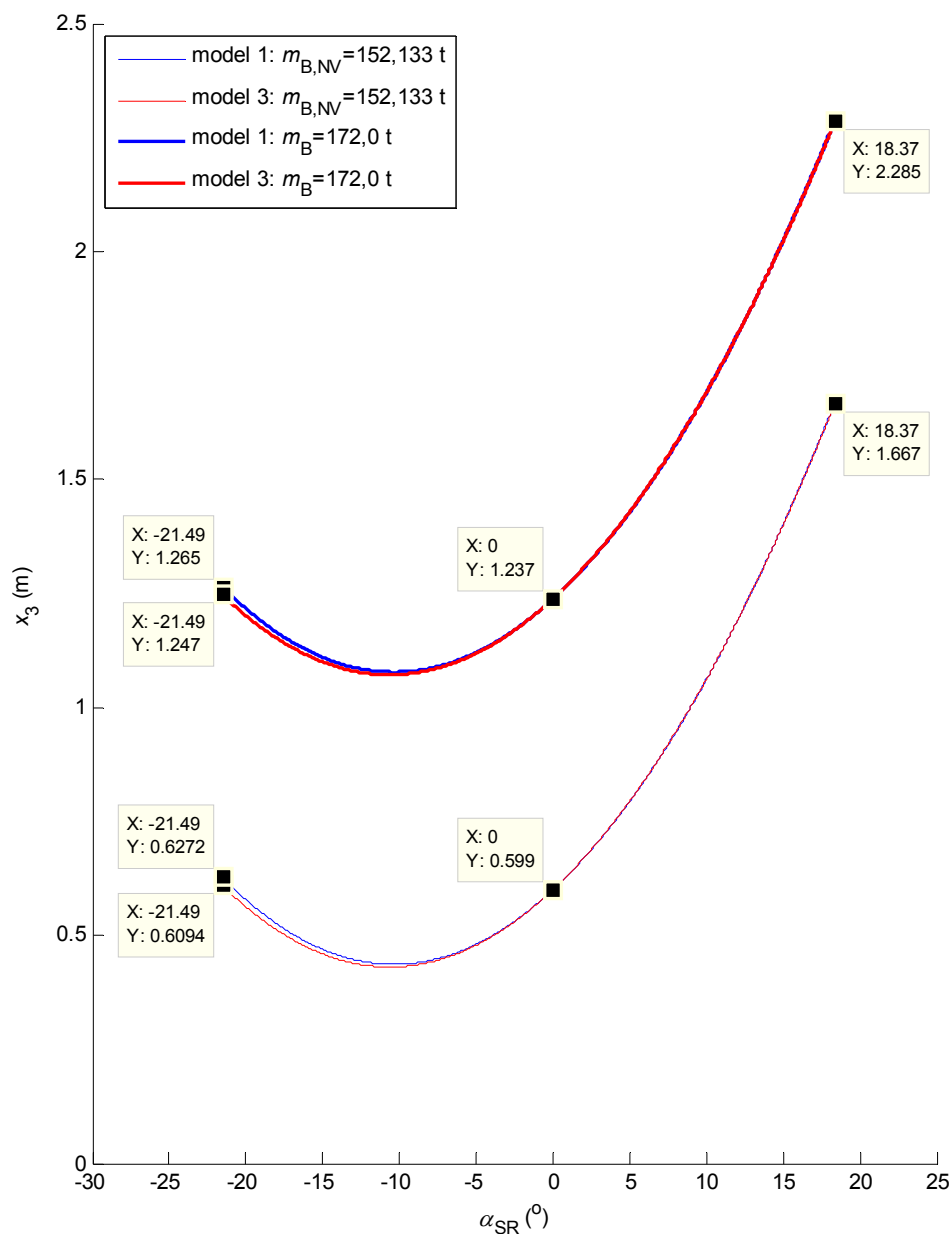
$$x_{3,GG} = \frac{m_{GG,NV}x_{3,GG,NV} + \Delta m_B x_{3,B}}{m_{GG,NV} + \Delta m_B} = \frac{1055,840 \times 0,599 + 19,867 \times 35,140}{1055,840 + 19,867} = 1,237 \text{ m}, \quad \dots (5.2)$$

при чему је $m_{GG,NV}=1055,840 \text{ t}$ маса ГГ градње при нултом вагању (табела 5.6), $x_{3,GG,NV}=0,599 \text{ m}$ апсциса тежишта ГГ при нултом вагању при хоризонталном положају СР (табела 5.6), $\Delta m_B=172,0-152,133=19,867 \text{ t}$ маса баласта убаченог у касете након нултог вагања (Прилог 3), док је $x_{3,B}=35,140 \text{ m}$ апсциса тежишта баласта. С обзиром на чињеницу да ЕПС не располаже податком о пројектованој маси и пројектованом положају тежишта ГГ, на основу резултата изложене анализе усваја се да маса ГГ и пројектована апсциса њеног средишта, при хоризонталном положају СР, имају вредности:

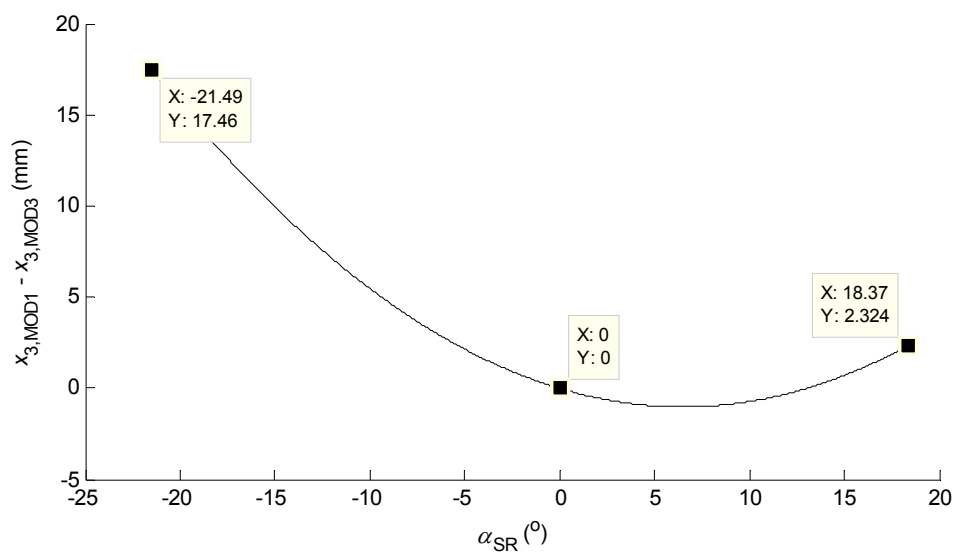
$$m_{GG}=m_{GG,NV}+\Delta m_B=1055,840+19,867=1075,707 \text{ t}; \quad \dots (5.3)$$

$$x_{3,GG,SR:H}=1,237 \text{ m}. \quad \dots (5.4)$$

Подаци о масама горње градње коригованих модела 1 и 3 са коначном укупном масом баласта (172 t), као и координатама њихових средишта при хоризонталном положају стреле ротора, дати су у табели 5.14. Упоредни приказ апсциса тежишта ГГ за кориговане моделе 1 и 3, са баластом при нултом вагању (152,133 t), као и баластом након извршене корекције (172 t), дат је на слици 5.15, док је разлика апсциса тежишта ГГ за кориговане моделе 1 и 3, при баласту од 172,0 t, приказана на слици 5.16.



Слика 5.15. Апсцисе тежишта горње градње коригованих модела 1 и 3 са баластом 152,133 t (нулто вагање) и коначним баластом 172,0 t



Слика 5.16. Разлика апсциса тежишта ГГ модела 1 и 3 при баласту 172,0 t

Према „Прилогу 1 уз Протокол о поступку мерења ради утврђивања силе налегања приликом отварања распадне плоче“ од 22.02. 1996. године (Прилог 5), при експерименталном одређивању поменуте силе налегања укупна маса баласта износила је $m_{B,169}=169$ t, а маса горње градње $m_{GG,A,169}=1073,410$ t. Имајући у виду да је „Записнику о убацивању барита у сандук баласта и багерски кран“ заведеном 28.11. 1995. године, према коме је укупна маса баласта 172 t, закључује се да подлоге на основу којих је изведен прорачун дат у Прилогу 5 нису ажуриране.

Табела 5.14. Масе подструктура и горње градње и положај њихових средишта при укупној маси баласта 172,0 t (СР хоризонтална)

Део	Величина	Кориговани модел 1	Кориговани модел 3
ПС1	m (t)	428,062	422,650
	x_3 (m)	-27,378	-27,292
	y_3 (m)	-0,516	-0,504
	z_3 (m)	8,645	8,747
ПС2	m (t)	500,735	489,149
	x_3 (m)	25,787	25,967
	y_3 (m)	0,051	0,209
	z_3 (m)	16,833	16,884
ПС3	m (t)	118,131	115,826
	x_3 (m)	0,451	0,404
	y_3 (m)	0,009	0,031
	z_3 (m)	1,503	1,367
КМ ¹⁾	m (t)	28,779	48,082
	x_3 (m)	2,937	2,415
	y_3 (m)	3,676	0,394
	z_3 (m)	10,512	10,538
ГГ	m (t)	1075,707	1075,707
	x_3 (m)	1,237	1,237
	y_3 (m)	-0,082	-0,082
	z_3 (m)	11,721	11,732

¹⁾ Корективна маса

Изложени закључак заснива се на чињеницама: (1) да су проблем уравнотежавања горње градње заједно решавали ГОША–Развојни биро и експерти TAKRAF-а; (2) да у допису од 14.11. 1995. године ГОША – Развојни биро (Прилог 2) даје сагласност „... да се у сандук баласта убаци 169 t. Дакле, дана 22.02. 1996. године износила је $m_{B,172}=172$ t, а не 169 t. Осим

тога, маса горње градње наведена у Прилогу 5 (1073,410 t) одређена је на основу податка да је маса баласта при нултом вагању износила $m_{B,NV,GOŠA}=151,5$ t (белешке Александра Јовановића и белешке Бранка Марковића: Прилог 6), а не $m_{B,NV}=152,133$ t. Узимајући у обзир све наведене чињенице и усвајајући податак да је $m_{GG,A,169}=1073,410$ t (Прилог 5), маса горње градње 22.02. 1996. године, са 172 t баласта, износила је

$$\begin{aligned} m_{GG,A,172} &= m_{GG,A,169} - m_{B,169} + m_{B,172} - (m_{B,NV} - m_{B,NV,GOŠA}) = \\ &= 1073,410 - 169,0 + 172,0 - (152,133 - 151,5) = 1075,777 \text{ t}, \end{aligned} \quad \dots (5.5)$$

а не 1073,410 t, како је наведено у Прилогу 5. Упоредивањем овако израчунате масе горње градње са масама горње градње коригованих модела 1 и 3 ($m_{GG,MOD}=1075,707$ t, табела 5.14), закључује се су масе горње градње поменутих модела мање за

$$\Delta m_{GG} = m_{GG,A,172} - m_{GG,MOD} = 1075,777 - 1075,707 = 0,070 \text{ t} = 70 \text{ kg}, \quad \dots (5.6)$$

што износи

$$\frac{m_{GG,A,172} - m_{GG,MOD}}{m_{GG,A,172}} = \frac{1075,777 - 1075,707}{1075,777} = 0,065\% = 0,65 \text{ ‰}. \quad \dots (5.7)$$

Дакле, масе горње градње аналитичких модела 1 и 3, развијених у студији, у потпуној су сагласности са коригованом масом горње градње на основу које је извршено рачунско и експериментално одређивање силе налегања при којој долази до отварања распадне плоче. Даља посредна валидација модела изводи се упоређивањем интензитета силе налегања израчунате на основу коригованих модела 1 и 3, слика 5.17, са прорачунским и експериментално одређеним интензитетом поменуте силе наведеним у „Прилогу 1 уз Протокол о поступку мерења ради утврђивања силе налегања приликом отварања распадне плоче“ (Прилог 5).

Интензитети сила налегања при којима долази до отварања распадне плоче мањи су од експериментално одређеног интензитета поменуте силе за:

- модел 1

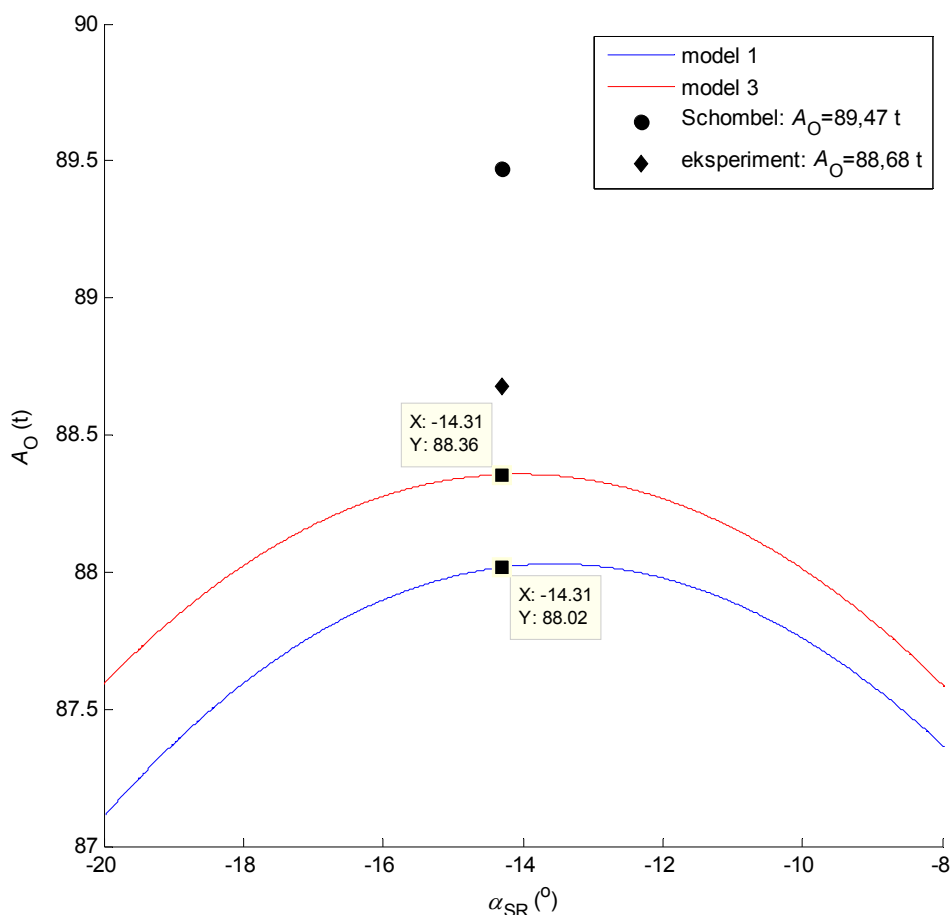
$$\frac{A_{O,E} - A_{O,MOD1}}{A_{O,E}} \times 100 = \frac{88,68 - 88,02}{88,68} \times 100 = 0,7\% = 7 \text{ ‰}; \quad \dots (5.8)$$

- модел 2

$$\frac{A_{O,E} - A_{O,MOD2}}{A_{O,E}} \times 100 = \frac{88,68 - 88,36}{88,68} \times 100 = 0,4\% = 4 \text{ ‰} \quad \dots (5.9)$$

Наведена одступања изузетно су ниска и тумаче се, пре свега, утицајем трења у зглобовима којима је ПС2 везана за ПС3. Према Прилогу 5, прорачунски интензитет силе налегања при коме долази до отварања распадне плоче већи је од експериментално

одређеног интензитета, што је последица већ поменуте неусаглашености подлога на основу којих је извршен прорачун са стањем горње градње (маса баласта) током извођења експеримента. Коначно, изузетно мале вредности процентуалних одступања интензитета сила отварања при којима долази до отварања распадне плоче од експериментално одређеног интензитета поменуте силе, изрази (5.8) и (5.9), указују на чињеницу да су и положаји тежишта подструктура 1 и 2 у потпуности усаглашени са стањем горње градње током извођења експеримента.



Слика 5.17. Силе налегања при отварању распадне плоче: модели 1 и 3, експеримент и прорачун (Прилог 5)

Према подацима добијеним од стране ЕПС-а, током досадашње експлоатације извршена су четири контролна вагања горње градње багера SRs 2000 ангажованом на копу „Тамнава – Западно Поље“ и то:

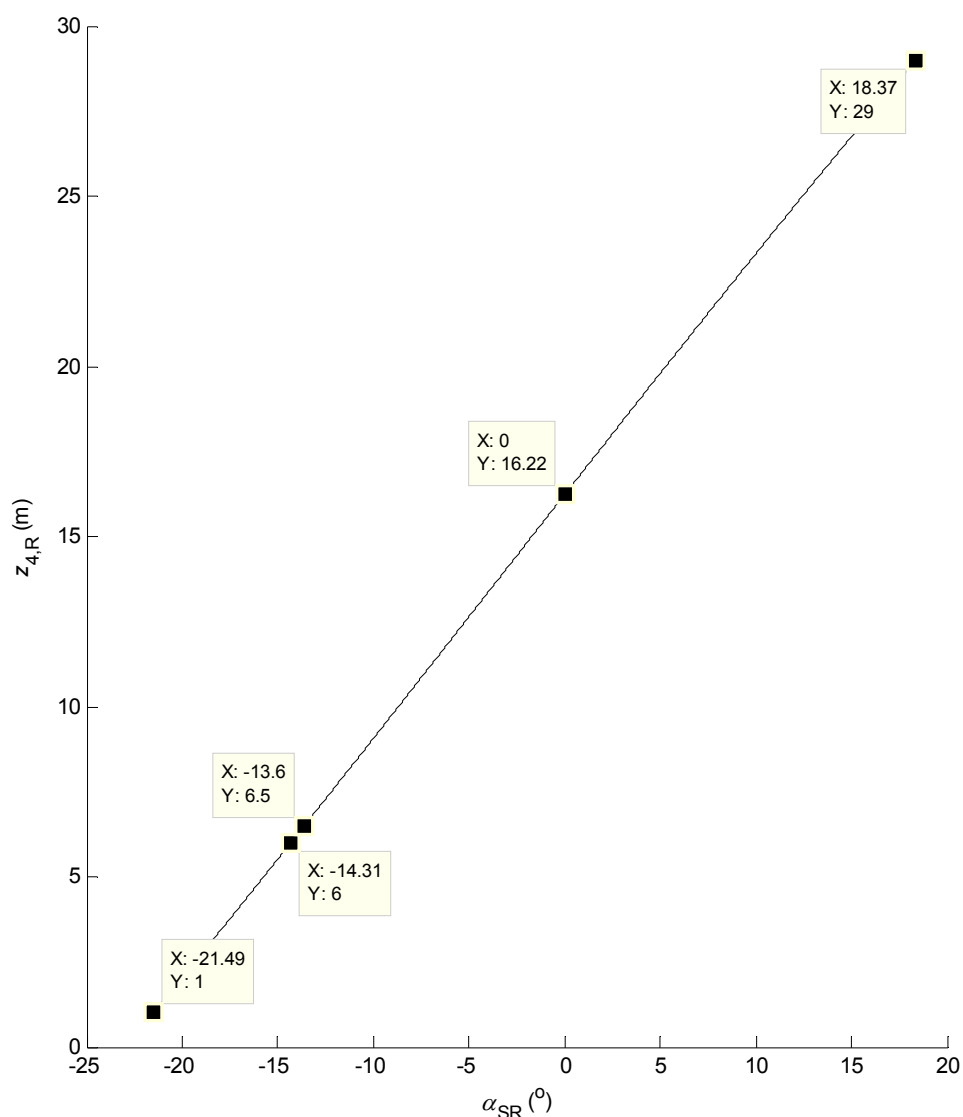
- вагање 1, 2004. године (Прилог 7);
- вагање 2, 2006. године (Прилог 8);
- вагање 3, 2011. године (Прилог 9);
- вагање 4, 2017. године (Прилог 10).

Према извештајима датим у Прилозима 7-10, вагања су увек вршена у доњем положају СР при чему је висина доње ивице ротора у односу на планум износила 0,5 m (средиште ротора

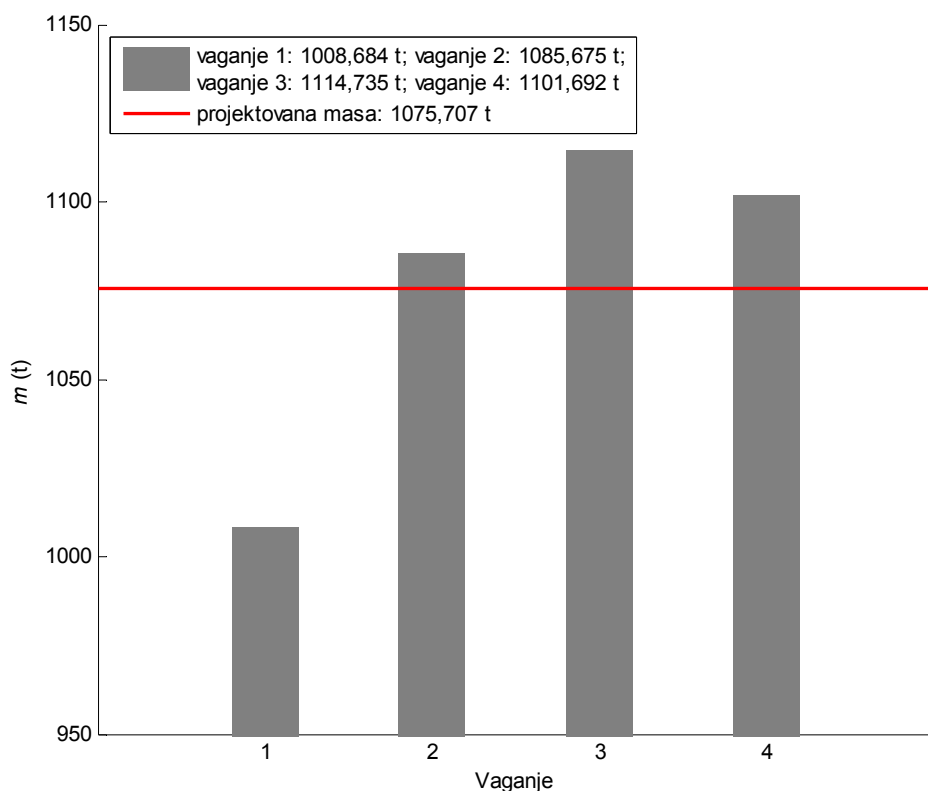
на висини 6,5 m у односу на планум), што одговара углу нагиба CP $\alpha_{SR}=-13,6^\circ$, слика 5.18, док је вагањима 3 и 4 обухваћен и хоризонтални положај CP, табела 5.15. Упоредни прикази маса горње градње и апсциса њеног средишта дати су на сликама 5.19 и 5.20. Разлике вагањем одређених маса и апсциса њеног средишта у односу на пројектоване величине приказане су на сликама 5.21-5.23.

Табела 5.15. Резултати вагања горње градње багера SRs 2000 („Тамнава-Западно Поље“)

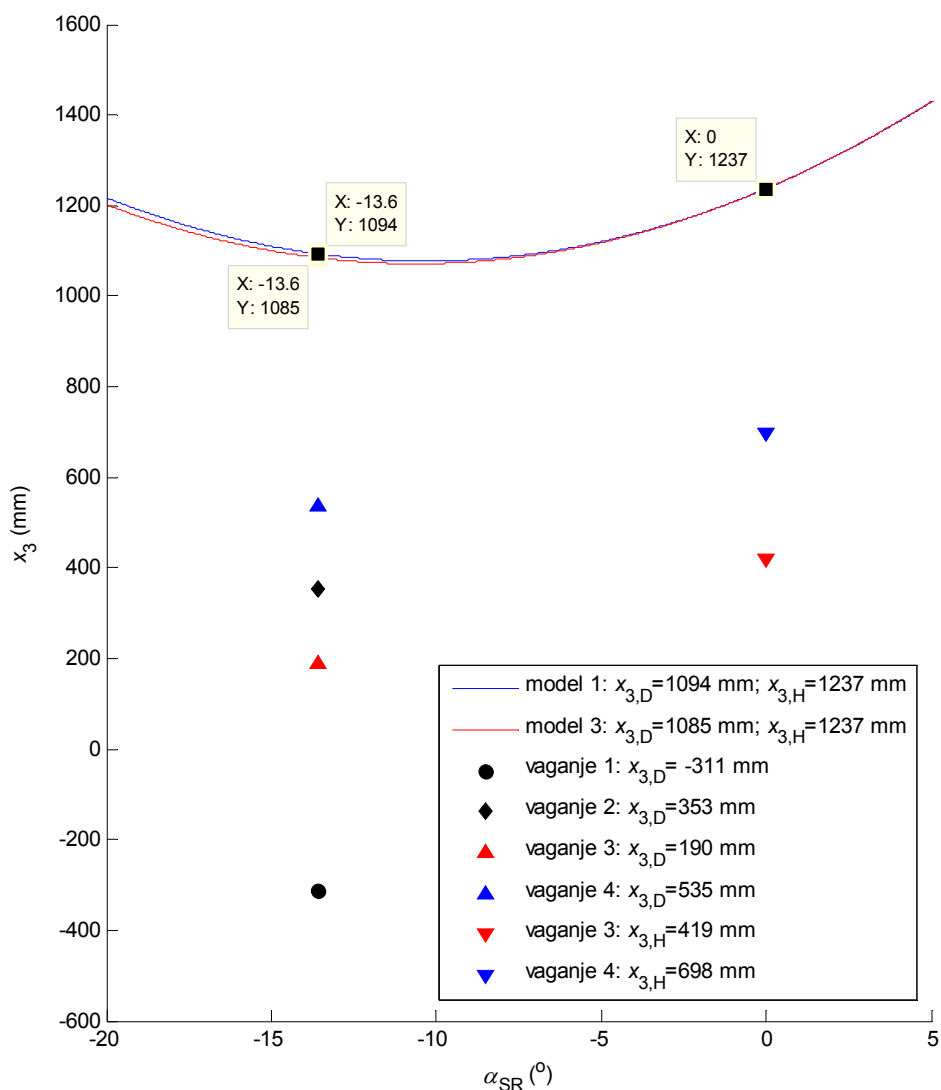
Величина	Вагање			
	1	2	3	4
m (t)	1008,684	1085,675	1114,735	1101,692
$x_{3,SR:D}$ (m)	-0,311	0,353	0,190	0,535
$x_{3,SR:H}$ (m)	-	-	0,419	0,698
$y_{3,SR:D}$ (m)	-0,271	-0,024	-0,088	-0,152
$y_{3,SR:H}$ (m)	-	-	-0,093	-0,162



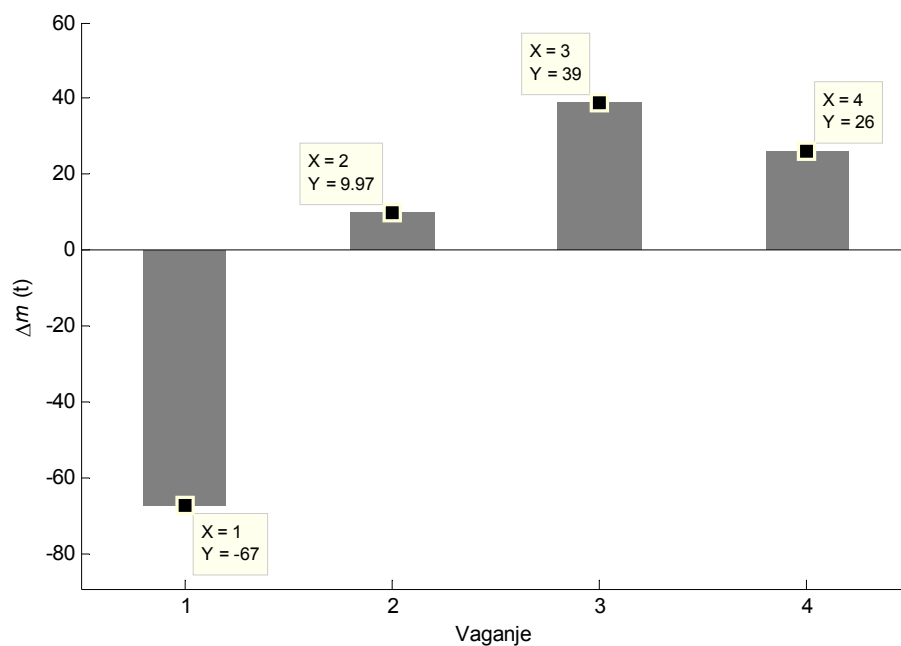
Слика 5.18. Висина средишта ротора у односу на планум за карактеристичне положаје CP: поткоп ($\alpha_{SR}=-21,49^\circ$; $z_{4,R}=1$ m); планум ($\alpha_{SR}=-14,31^\circ$; $z_{4,R}=6,0$ m); мерни положај CP током вагања ($\alpha_{SR}=-13,6^\circ$; $z_{4,R}=6,5$ m); горњи $\alpha_{SR}=18,37^\circ$; $z_{4,R}=29,0$ m)



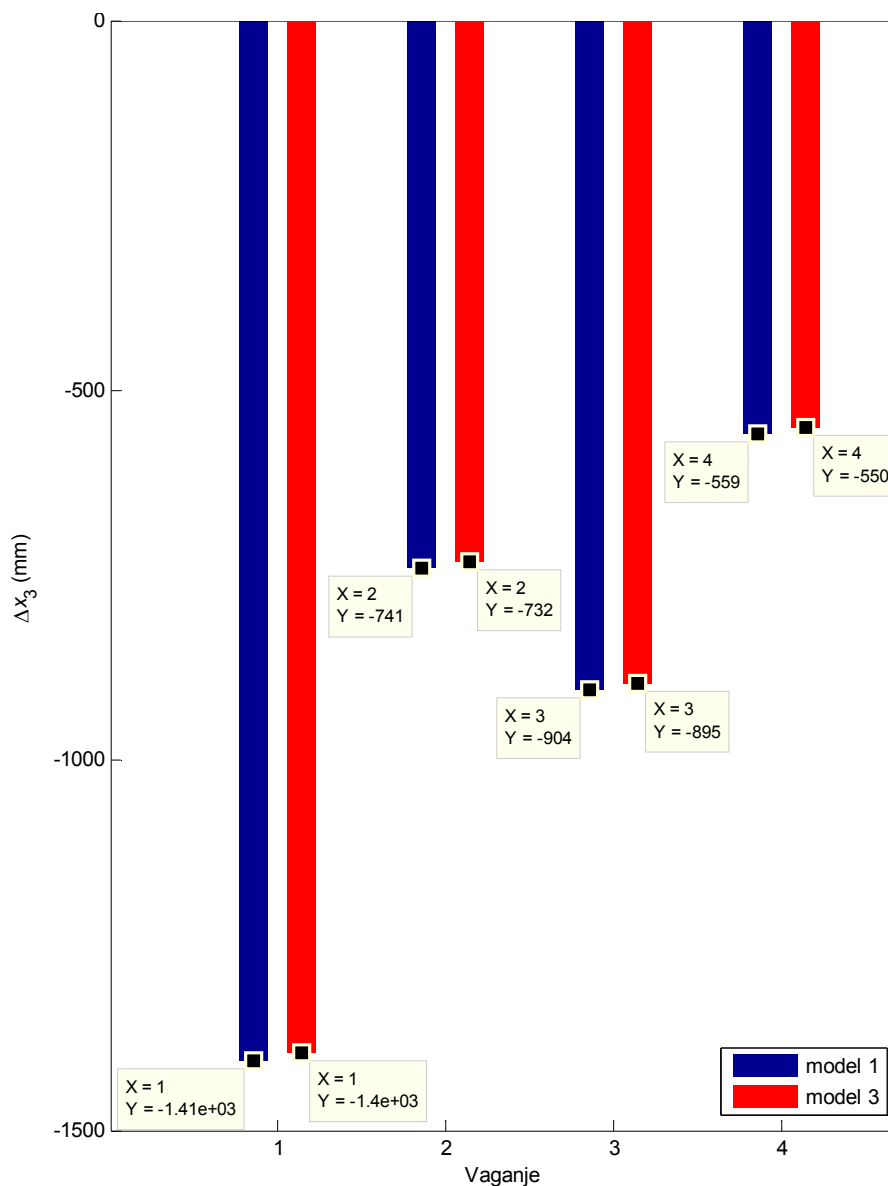
Слика 5.19. Пројектоване и вагањем одређене масе горње градње



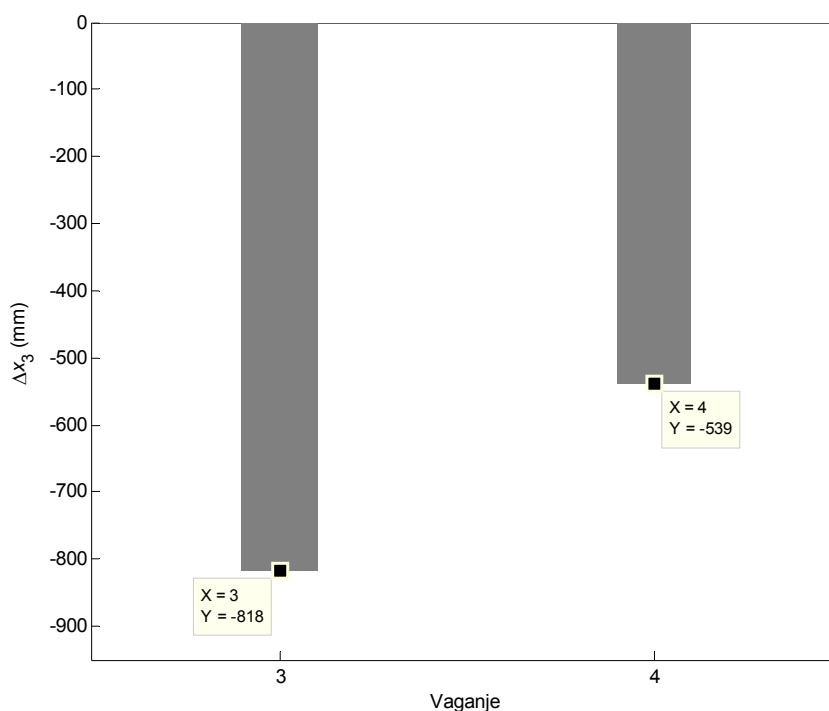
Слика 5.20. Апсцисе средишта маса горње градње: модели 1 и 3 и вагања



Слика 5.21. Разлике маса горње градње утврђених вагањем и пројектоване масе



Слика 5.22. Доњи мерни положај стреле ротора: разлике апсциса средишта масе горње градње утврђених вагањем и пројектованих вредности



Слика 5.23. Хоризонтални мерни положај стреле ротора: разлике апсциса средишта масе горње градње утврђених вагањем и пројектованих вредности

На основу анализе резултата прорачуна презентираних на сликама 5.19-5.23 и у табели 5.15, закључује се:

- да постоји значајно расипање резултата вагања;
- да максимално одступање измерене масе горње градње у односу на пројектовану масу износи ≈ -67 t, слика 5.21;
- да максимална одступања експериментално одређених апсциса средишта маса горње градње у односу на пројектоване вредности износе:
 - (а) ≈ -1410 mm за доњи мерни положај стреле ротора, слика 5.22;
 - (б) ≈ -818 mm за хоризонтални мерни положај стреле ротора, слика 5.23.

Коначно, с обзиром на врло изражено расипање, како међусобно, тако и у односу на пројектоване вредности (кориговани аналитички модели 1 и 3), резултати вагања не могу се користити за валидацију аналитичких модела.

5.3.2 Стабилност горње градње багера

5.3.2.1 Стабилност горње градње багера - модел 1: TGL 13472 vs DIN 22261-2 vs Takraf

Према стандарду DIN 22261-2 [8] степен сигурности против губитка статичке стабилности, односно, против претурања, дефинише се количником момента стабилности (M_s) и момента претурања (M_p),

$$v = \frac{M_s}{M_p} \geq v_{\text{DIN,min}}, \quad \dots(5.10)$$

уз захтев да његова вредност буде већа од минимално прописане вредности за дати случај оптерећења, табела 5.16.

Табела 5.16. Минималне вредности степена сигурности према стандарду DIN 22261-2

Случај оптерећења	Минимална вредност степена сигурности ($v_{\text{DIN,min}}$)
H	1,5
HZ	1,33
HZS	1,2
HZG	1,1

Стандард TGL 13472 [9] нуди две процедуре за доказ статичке стабилности. Прва у потпуности одговара процедури предвиђеној стандардом DIN 22261-2, израз (5.10), уз захтев

$$v = \frac{M_s}{M_p} \geq v_{\text{TGL,min}} = 1,25. \quad \dots(5.11)$$

Дакле, за разлику од стандарда DIN 22261-2, стандард TGL 13472 у свим случајевима оптерећења прописује исту минималну вредност степена сигурности: 1,25, израз (5.11).

Друга процедура заснована је на факторисању момената стабилност и претурања,

$$v = \frac{\varepsilon M_s}{\sum_i \alpha_i M_{p,i}} \geq v_{\text{TGL,min}} = 1,0, \quad \dots(5.12)$$

при чему фактор умањења момента стабилности износи $\varepsilon=0,97$, док вредност фактора увећања момента претурања $\alpha_i > 1$ зависи од карактера оптерећења, табела 5.17. Коначно, према стандарду TGL 13472 услов статичке стабилности јесте испуњен уколико је задовољен барем један од критеријума дефинисаних изразима (5.11) и (5.12).

Осим наведених разлика у поступку доказивања статичке стабилности, стандарди DIN 22261-2 и TGL 13472 разликују се и по начину прорачуна интензитета појединих парцијалних оптерећења/утицаја и то:

- тежине материјала на траци 1;

- тежине коре на ротору;
- тежине коре на левку ротора;
- тежине материјала у загушеном левку ротора;
- нагиба;

уз напомену да стандард TGL 13472 не захтева доказивање статичке стабилности при појави земљотреса.

Табела 5.17. Фактор увећања момента претурања према стандарду TGL 13472

Оптерећење	α_i
Материјал на траци 1	1,08
Кора	1,08
Загушење левка ротора	1,08
Ветар	1,08
Отпор резања	1,08
Нагиб	1,25

Провера стабилности горње градње изведена је у две референтне равни, слика 5.24, и то:

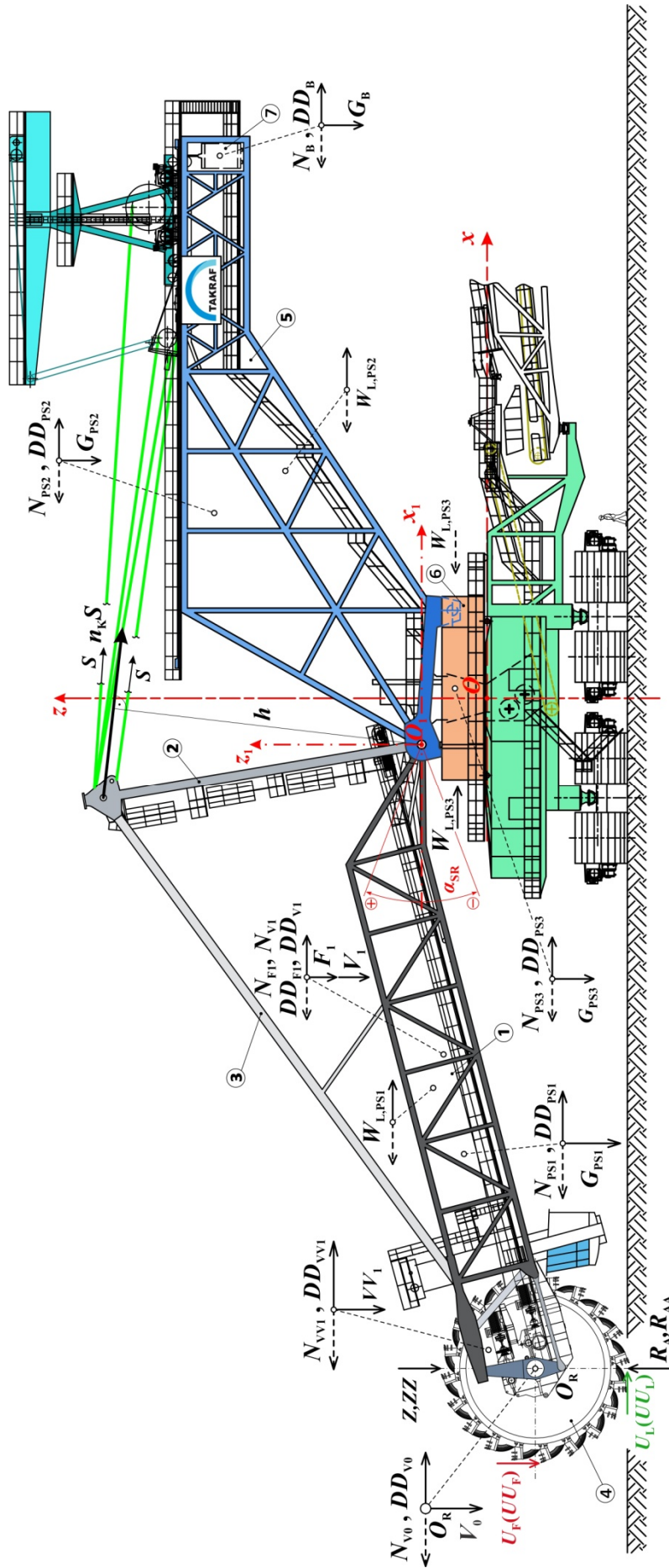
- раван распадне плоче, при чему линија могућег претурања коинцидира са осамом зглобова којим је распадна плоча, односно стрела баласта, везана за обртну платформу;
- раван радиаксијалног лежаја („куглана“), при чему линија могућег претурања представља тангенту кружнице полупречника [8]

$$r_s = 0,95r_k = 0,95 \times 5,0 = 4,75 \text{ m}, \quad \dots(5.13)$$

при чему је $r_k=5,0$ m полупречник радиаксијалног лежаја којим се горња градња ослања на доњу градњу багера.

За доказ стабилности у равни распадне плоче меродавна су сва оптерећења која делују на подструктуре стреле ротора (ПС1) и стреле баласта (ПС2), док се при доказу стабилности у равни радиаксијалног лежаја узимају у обзир и оптерећења која делују на обртну платформу (ПС3). Оптерећења подструктура горње градње обухватају:

- сопствену тежину (E);
- тежину транспортованог материјала – трака 1 ($F1$);
- екстремну тежину транспортованог материјала – трака 1 ($FF1$);
- тежину коре (V);
- загушење левка (VV);
- дејство подужног ветра при раду багера (W_L);
- дејство подужног ветра када је багер ван погона (WW_L);



Слика 5.24. Схема оптерећења горње градње

1: стрела ротора; 2: стуб; 3: затега стреле ротора; 4: ротор; 5: стрела платформа; 6: обртног платформи; 7: баласт; O_R : средиште ротора; S : силе у ужадима котураче; n_k : број кракова котураче; $G_{PS1}, G_{PS2}, G_{PS3}$: тежине подструктура и баласта; F_1, V_1 : тежине транспортованог материјала на траци 1; V_0 и V_1 : тежина коре на ротору и траци 1; V_{V1} : тежина материјала у загушеном левку ротора; $N_{PS1}, N_{PS2}, N_{PS3}$: оптерећења индуктована нагибом у раду; $N_{N_{PS1}}, N_{N_{PS2}}, N_{N_{PS3}}$: оптерећења индуктована нагибом у транспорту; $W_{L,PS1}, W_{L,PS2}, W_{L,PS3}$: силе изазване подужним ветром (у раду); $W_{U,PS1}, W_{U,PS2}, W_{U,PS3}$: силе изазване подужним ветром (ван погона); $U_F=U_L$: номинална тангентна компонента отпора резања; $U_U=U_L$: максимална тангентна компонента отпора резања; R_{AV}, R_{AA} : реакција тла при делимичном ослањању ротора; Z, ZZ : силе преоптерећења; $DD_{PS1}, DD_{PS2}, DD_{PS3}$: оптерећења изазвана земљотресом; α_{SR} : угао нагиба стреле ротора

- утицај нагиба при раду багера (N);
- утицај нагиба при транспорту (NN);
- утицај номиналног отпора резања (U);
- утицај екстремног отпора резања (UU);
- утицај делимичног ослањања ротора (R_A);
- утицај екстремног ослањања ротора (R_{AA});
- утицај преоптерећења (Z);
- утицај екстремног преоптерећења (ZZ);
- утицај земљотреса (DD);

табела 5.18.

Табела 5.18. Оптерећења горње градње (Такраф: документа 1-4)

Оптерећење	Модел 1	Модел 2	Модел 3	Модел 4
E (kN)	10329,58	9908,48	10110,43	9389,18
$F1$ (kN)	291,13	223,97	305,47	238,16
$FF1$ (kN)	378,47	291,16	397,11	309,60
$VO^{1)}$ (kN)	73,58	54,94		50,03
$V1^{2)}$ (kN)	41,20	29,12	147,15	41,01
$V2^{3)}$ (kN)	44,15	64,75		64,75
$VV1^{4)}$ (kN)	218,76	183,45	222,98	183,45
$VV2^{5)}$ (kN)	-	223,67	147,15	225,63
$W_{L,PS1}$ (kN)	92,80	-	81,82	-
$W_{L,PS2}$ (kN)	77,50	-	85,25	-
$W_{L,PS3}$ (kN)	10,89 ⁶⁾	10,89 ⁶⁾	10,89	10,89 ⁶⁾
$WW_{L,PS1}$ (kN)	296,97	-	261,81	-
$WW_{L,PS2}$ (kN)	248,00	-	272,80	-
$WW_{L,PS3}$ (kN)	34,85 ⁶⁾	34,85 ⁶⁾	34,85	34,85 ⁶⁾
N (%)	4,25	4,25	6	-
NN (%)	7,00 ⁷⁾	7,00	7,00	-
U (kN)	466	-	466	-
UU (kN)	660	600	660	510,12
DD (%)	5	5	5	5
$Z0^{8)}$	1000	1000	1000	1000

¹⁾ Кора на ротору; ²⁾ Кора на траци 1; ³⁾ Кора на левку ротора; ⁴⁾ Загушење левка ротора; ⁵⁾ Загушење централног левка; ⁶⁾ Дејство ветра на платформу није узето у обзир, зато је усвојена вредност која је дата за модел 3; ⁷⁾ Према TGL 13472; ⁸⁾ Нормирано преоптерећење

Сагласно одредбама стандарда DIN 22261-2 [8] провера статичке стабилности горње градње багера SRs 2000 извршена је за 13 случајева оптерећења (CO) у којима су комбиновани поједини парцијални утицаји, табела 5.19.

У наставку анализе дати су резултати прорачуна за модел 1 на целокупном домену промене угла нагиба стреле ротора, при чему су посебно наглашене вредности одговарајућих величина у три карактеристична положаја стреле ротора и то:

- положај 1: стрела ротора хоризонтална ($\alpha_{SR}=0$);
- положај 2: стрела ротора у горњем положају ($\alpha_{SR}=18,37^\circ$);
- положај 3: стрела ротора у доњем положају ($\alpha_{SR}=-21,49^\circ$).

Стабилност горње градње обезбеђује њена сопствена тежина:

- у равни распадне плоче (РП)

$$E_{RP}=E_{PS1}+E_{PS2}=4234,15+3155,51=9170,71 \text{ kN}; \quad \dots(5.14)$$

- у равни радиаксијалног лежаја (К)

$$E_K=E_{PS1}+E_{PS2}+E_{PS3}=4234,15+3155,51+1158,87=10329,58 \text{ kN}; \quad \dots(5.15)$$

због чега је од изузетне важности тачна идентификација положаја њеног тежишта:

- у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)

$$\chi_{2,ERP} = \frac{E_{PS1}\chi_{2,PS1} + E_{PS2}\chi_{2,PS2}}{E_{RP}}, \quad \chi=x,y,z; \quad \dots(5.16)$$

- у односу на координатни систем систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)

$$\chi_{3,ERP} = \frac{E_{PS1}\chi_{3,PS1} + E_{PS2}\chi_{3,PS2} + E_{PS3}\chi_{3,PS3}}{E_K}, \quad \chi=x,y,z. \quad \dots(5.17)$$

Апсцисе и апликате тежишта ПС1 зависе од угла нагиба стреле ротора:

- у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча):

$$\chi_{2,PS1} = \chi_{1,PS1}(\alpha_{SR}) + \chi_{2,01}, \quad \chi = x, z; \quad \dots(5.18)$$

- у односу на координатни систем систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај):

$$\chi_{3,PS1} = \chi_{1,PS1}(\alpha_{SR}) + \chi_{3,01}, \quad \chi = x, z; \quad \dots(5.19)$$

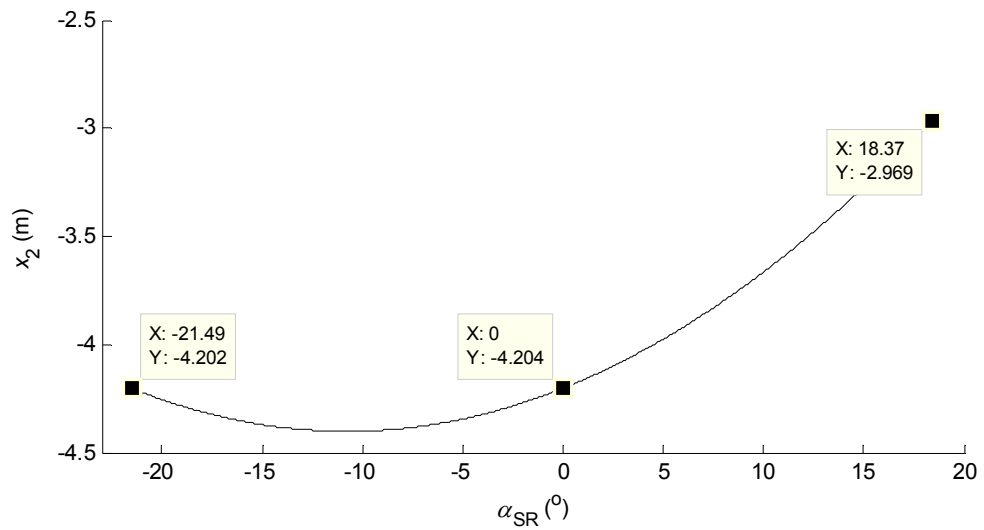
што условљава и зависност положаја тежишта горње градње од поменутог угла, слике 5.25 и 5.26. Нападне линије свих оптерећења меродавних за доказ стабилности горње градње леже у равнима паралелним равнима $x_2O_2z_2$ и $x_3O_3z_3$, слика 5.24. Тежине ($F1, FF1, V, VV$), реакције тла при налегању ротора, силе преоптерећења, као и отпор резања-напред (U_F, UU_F), делују вертикално, по правцима оса O_2z_2 и O_3z_3 . Апсцисе и апликате тежишта $F1, FF1, V, VV$ у односу на координатне системе $O_2x_2y_2z_2$ и $O_3x_3y_3z_3$ одређују се на основу израза аналогних изразима (5.10) и (5.11), слике 5.27-5.33.

Табела 5.19. Мередавни случајеви оптерећења према DIN 22261-2 [8]

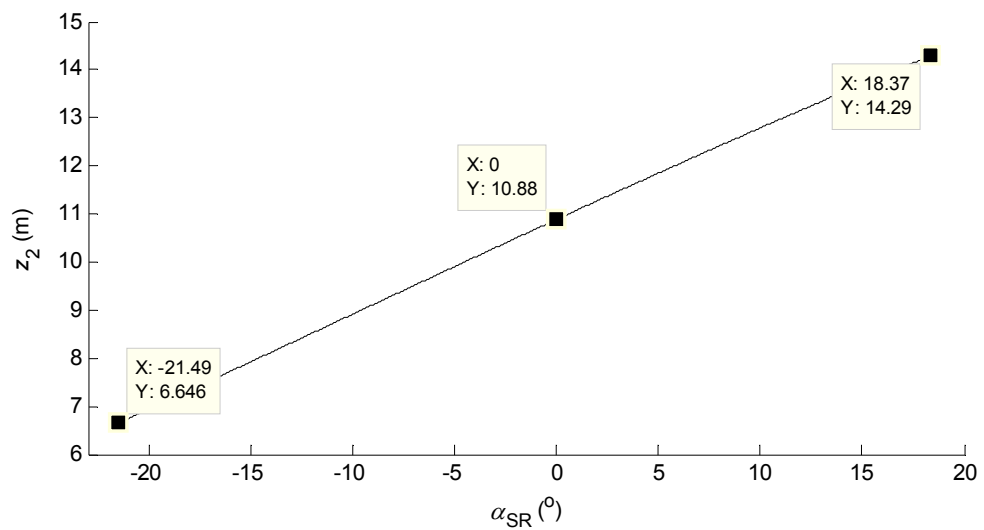
CO ¹⁾	H1b	HZ2	HZ3	HZS4	HZS5	HZS6	HZS8	HZS9	HZS10	HZG12	HZG13	HZG14	HZG15
$V_{DIN,min}^{2)}$	1,5	1,33		1,2						1,1			
Опис	нормалан рад	нормалан рад	ван погона	транспорт	загушење левка	екстремни материјал	налегање ротора	преоптерећење	максимални отпор резања	оркански ветар (ван погона)	екстремно налегање ротора	екстремно преоптерећење	земљотрес
Оптерећење													
<i>E</i>	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+	+/+
<i>F1</i>	+/0	+/0			+/0		+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0
<i>FF1</i>						+/0							
<i>V</i>	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0	+/0
<i>VV</i>					+/0								
<i>W_L</i>		+/-			+/-	+/-	+/-	+/-	+/-		+/-	+/-	+/-
<i>WW_L</i>			+/-	+/-									
<i>N</i>	+/-	+/-	+/-		+/-	+/-	+/-	+/-	+/-	+/-	+/-	+/-	+/-
<i>NN</i>													
<i>U</i>	+/0	+/0			+/0		+/0	+/0			+/0	+/0	+/0
<i>UU</i>									+/0				
<i>Z</i>								+/0					
<i>ZZ</i>												+/0	
<i>R_A</i>							+/0						
<i>R_{AA}</i>											+/0		
<i>DD</i>													+/-

¹⁾ Случај оптерећења

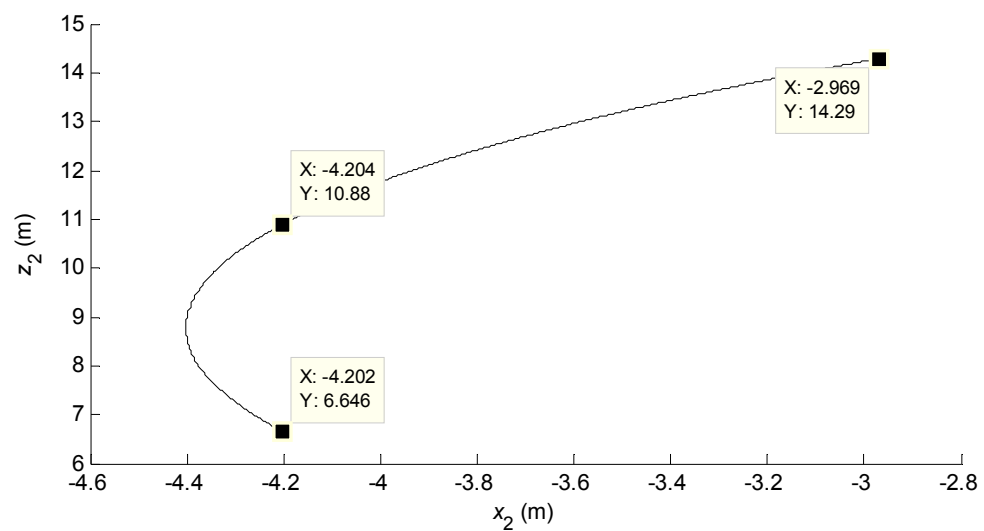
²⁾ Минимална вредност степена сигурности



(a)

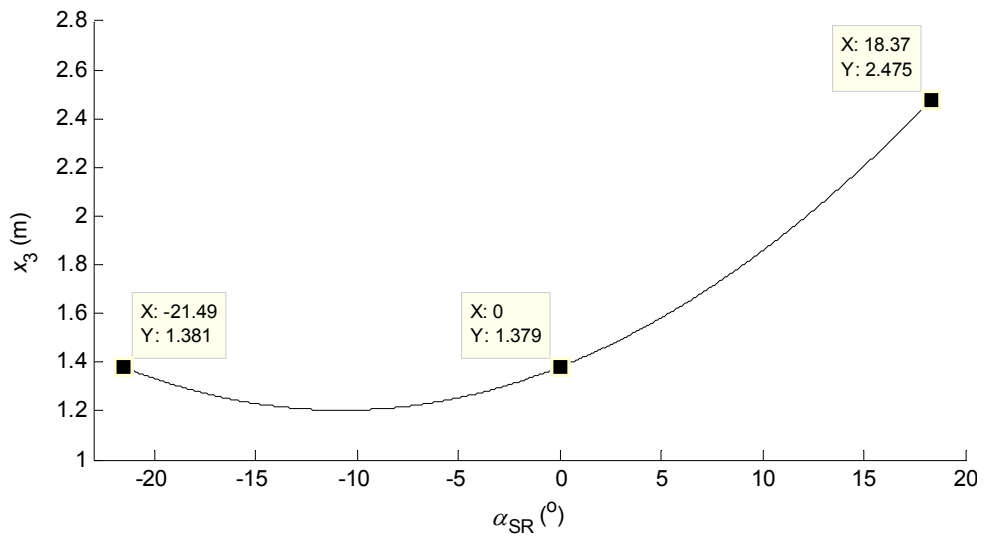


(б)

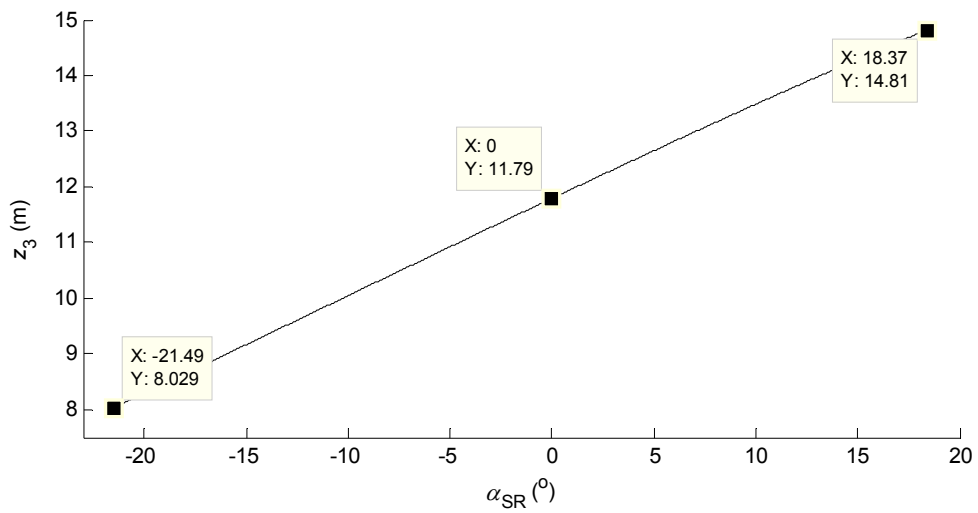


(в)

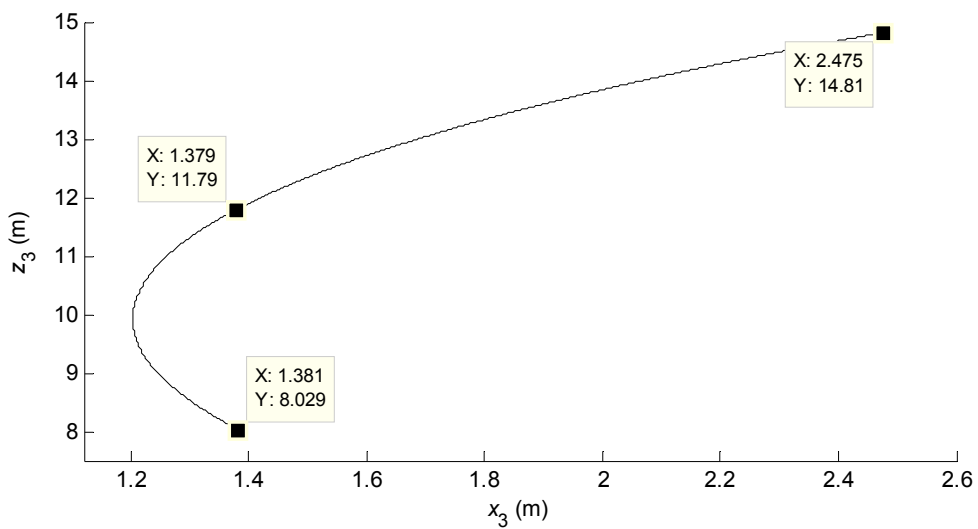
Слика 5.25. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта E_{RP}



(a)

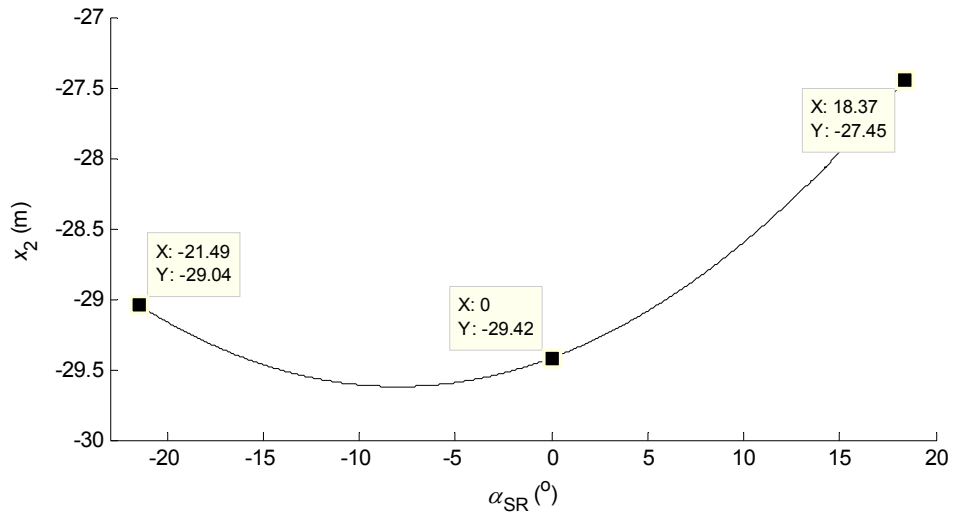


(б)

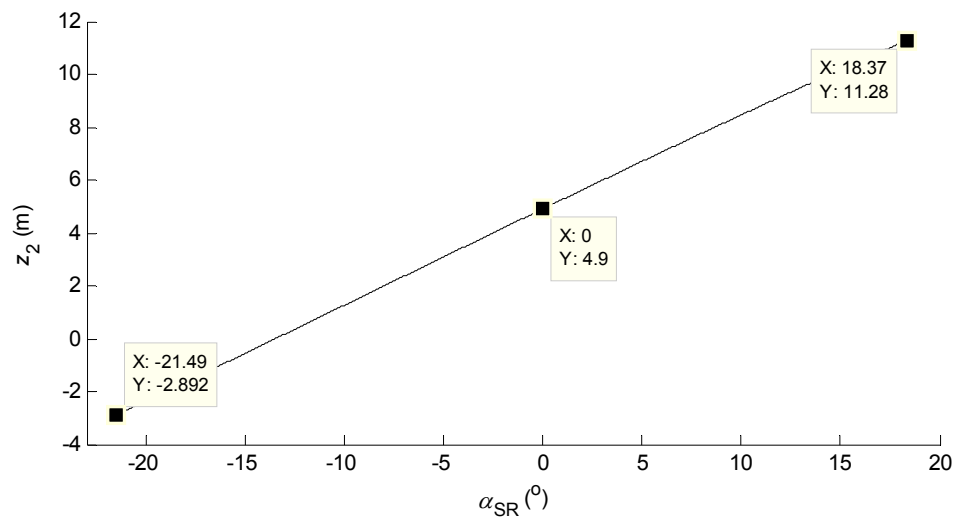


(в)

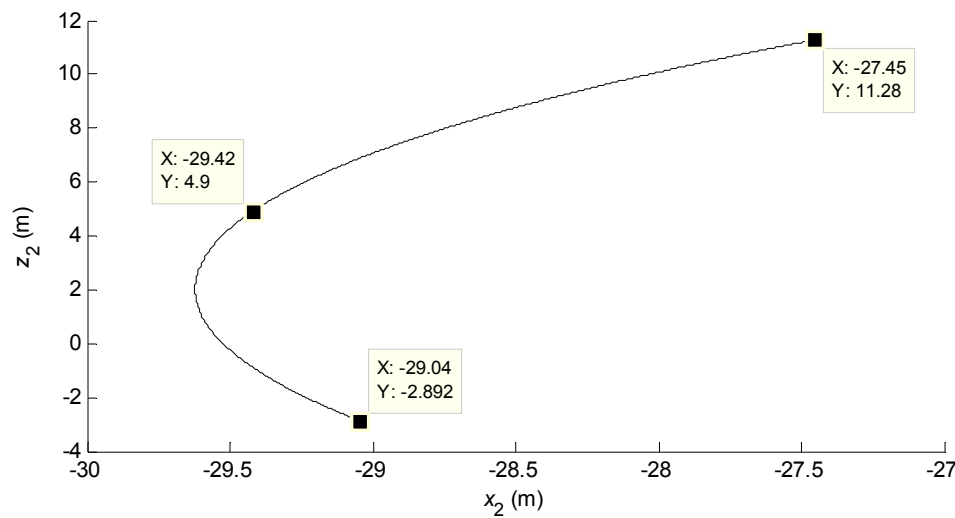
Слика 5.26. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта E_K



(a)

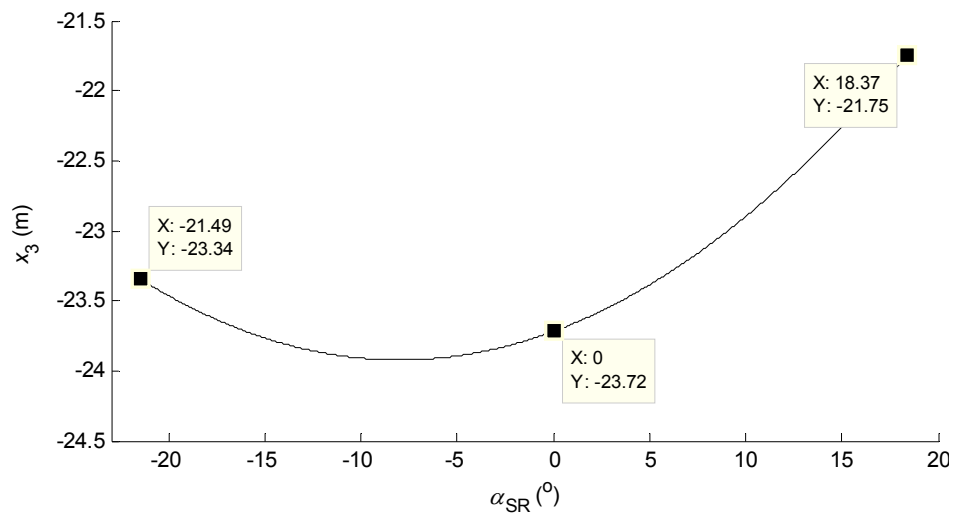


(б)

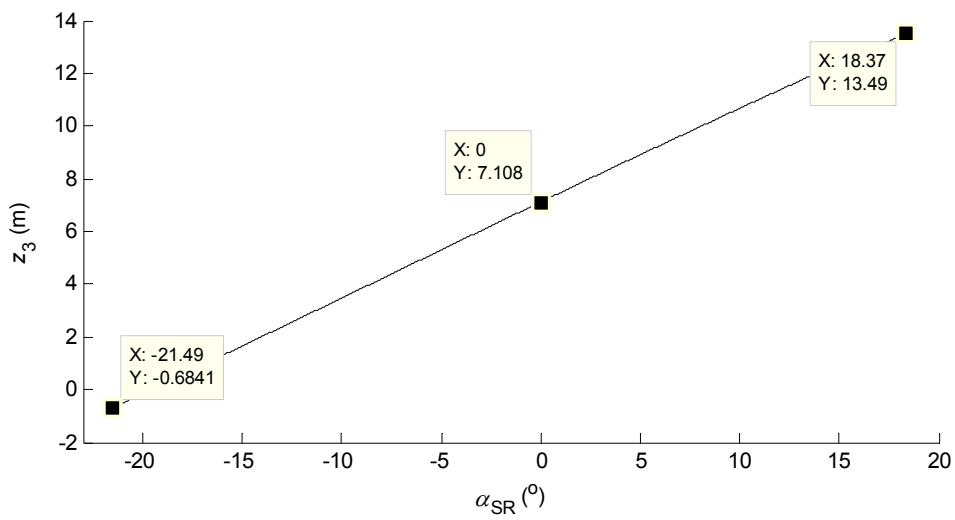


(в)

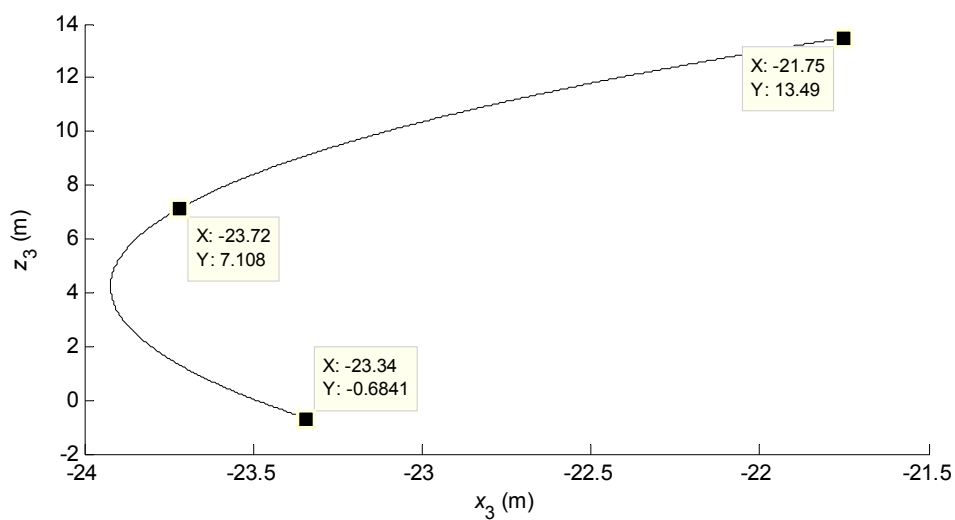
Слика 5.27. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $F1$ у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)



(a)

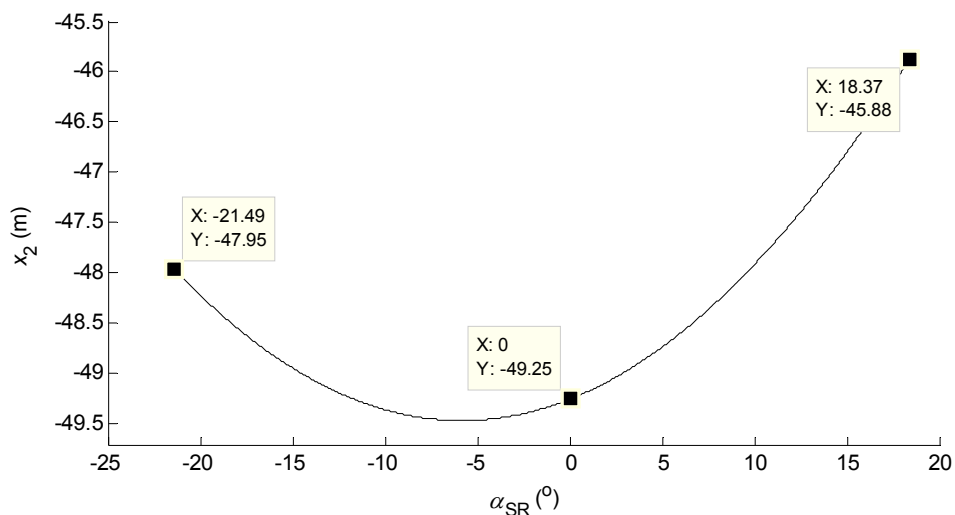


(б)

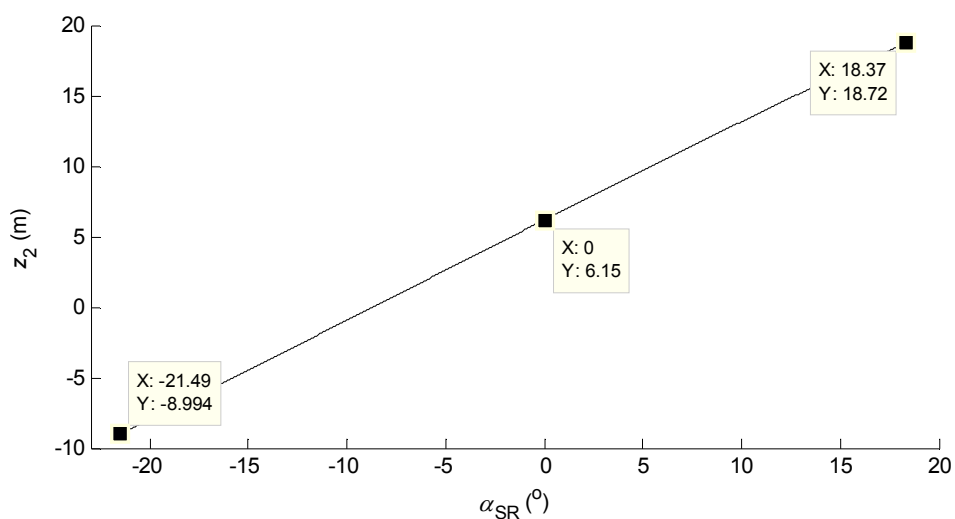


(в)

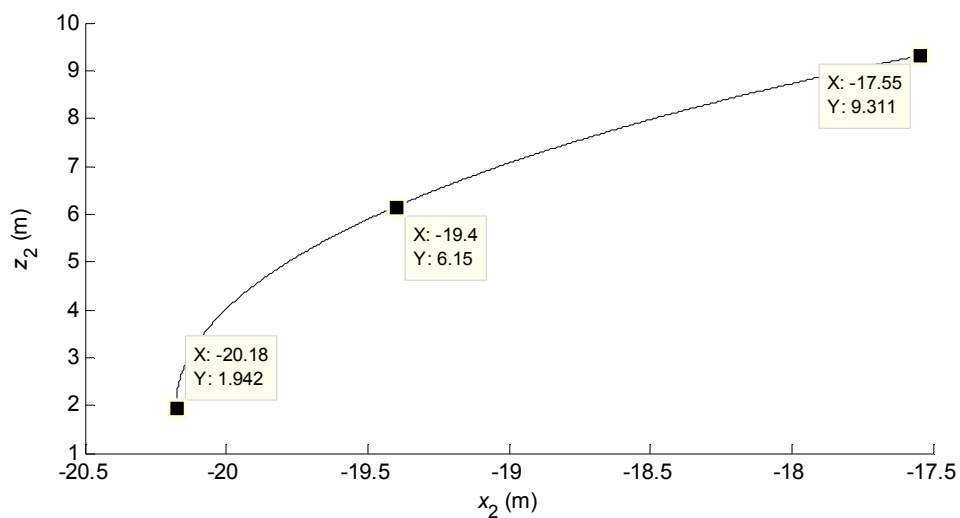
Слика 5.28. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $F1$ у односу на координатни систем $O_3x_3z_3z_3$ (радиаксијални лежај)



(a)

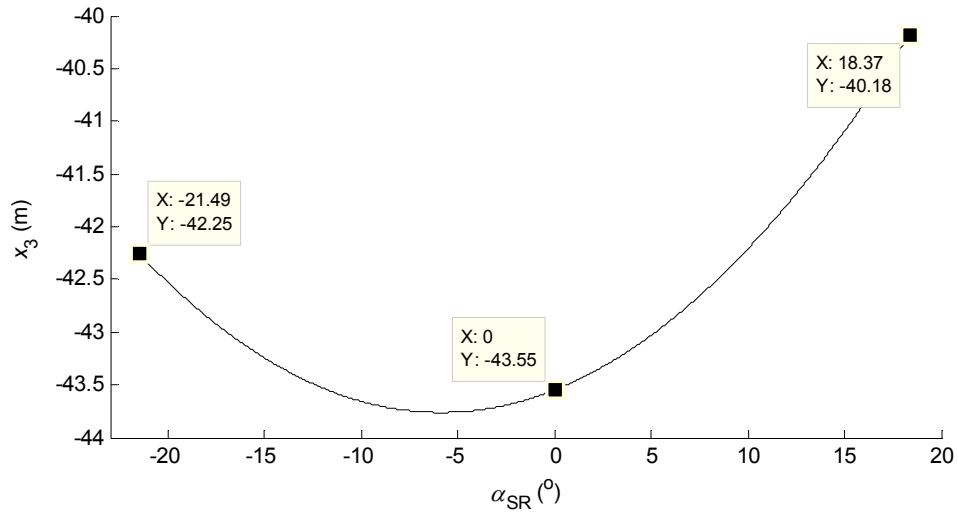


(б)

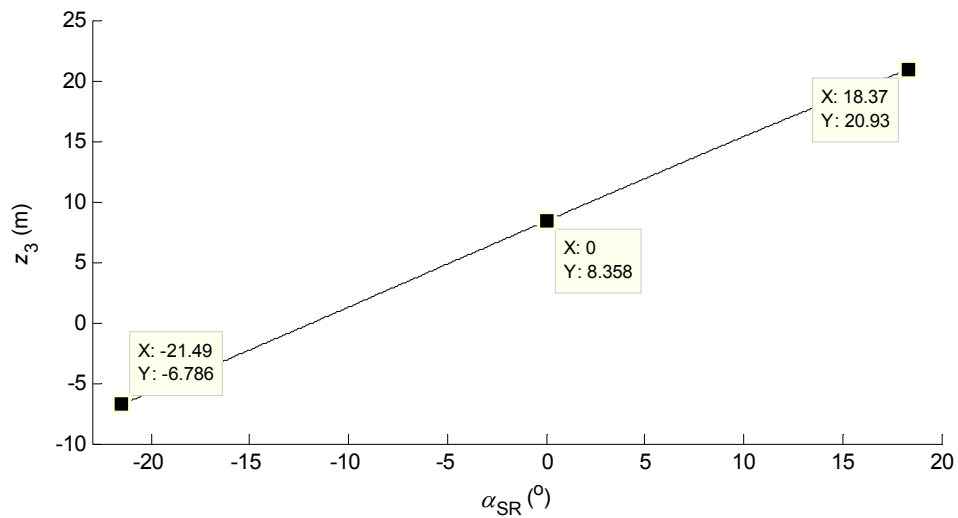


(в)

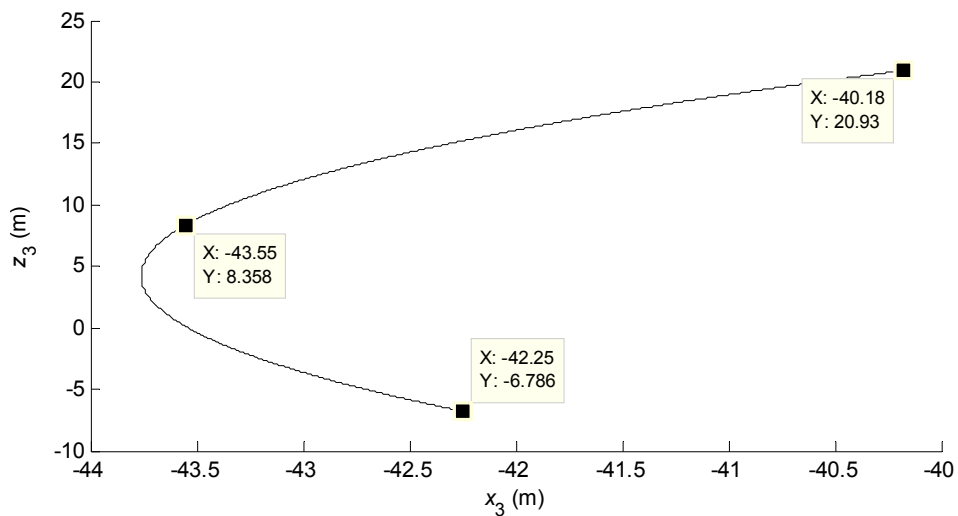
Слика 5.29. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта VO у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)



(a)

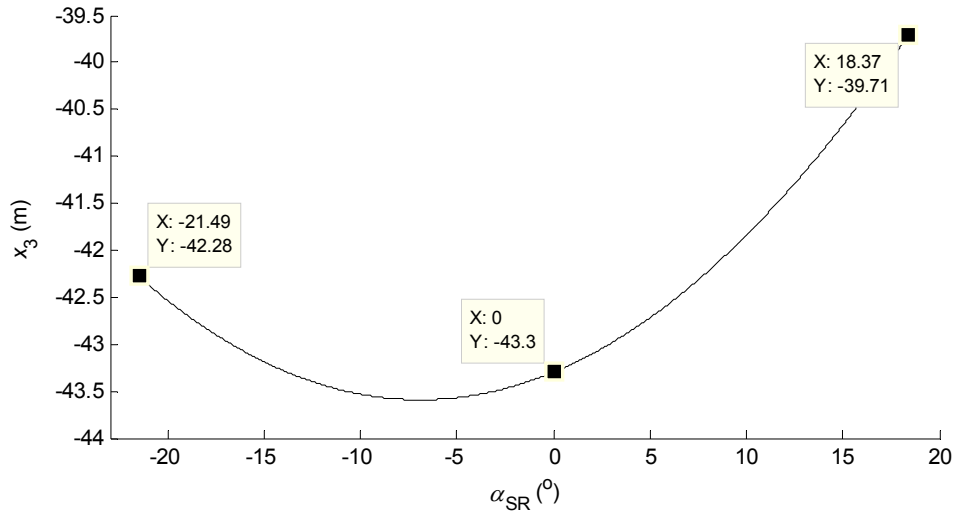


(б)

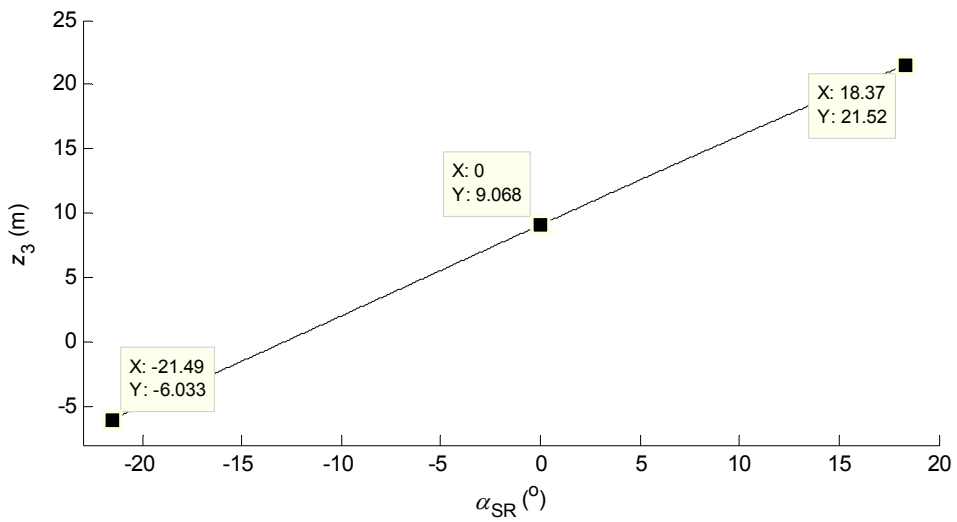


(в)

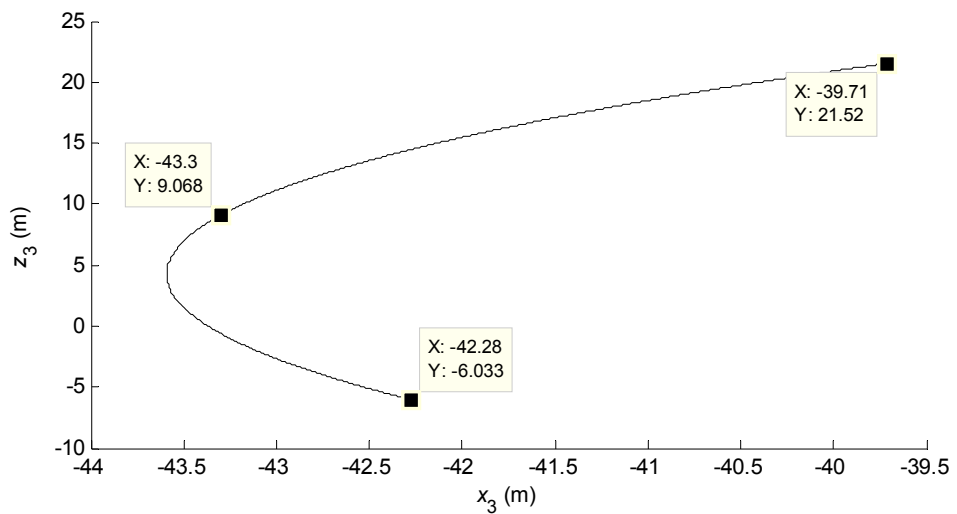
Слика 5.30. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта VO у односу на координатни систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)



(a)

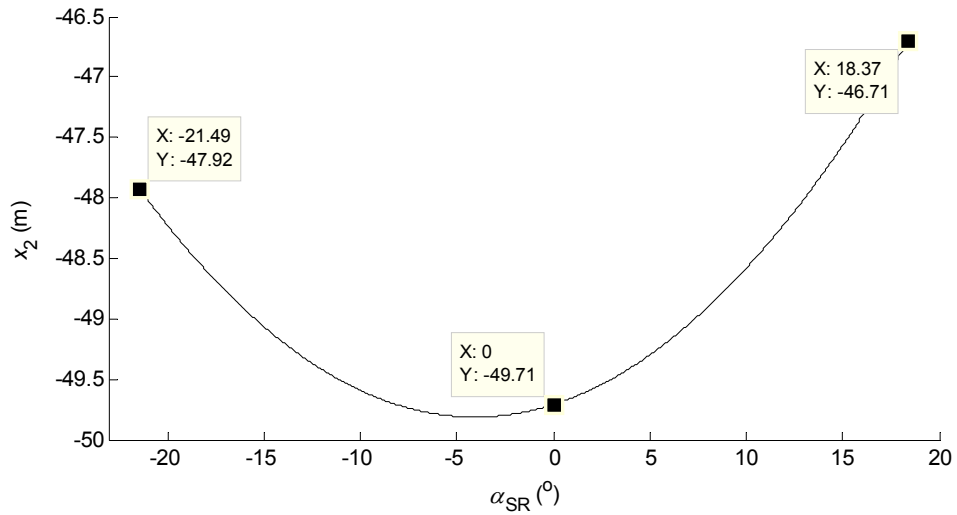


(б)

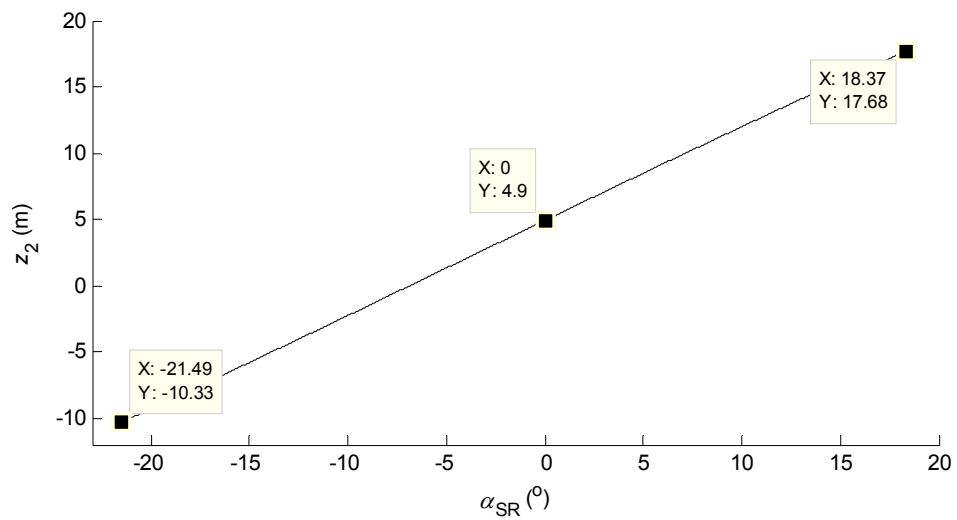


(в)

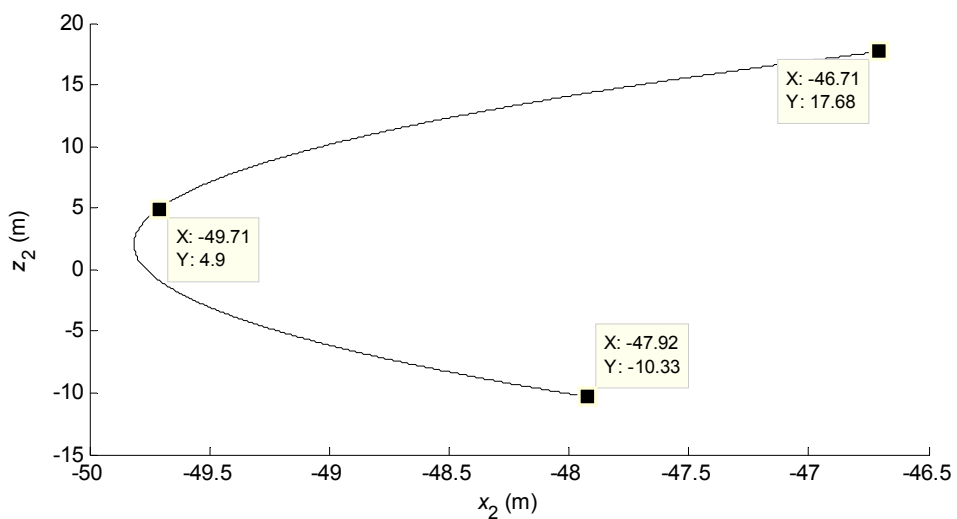
Слика 5.31. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $VV1$ у односу на координатни систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)



(a)

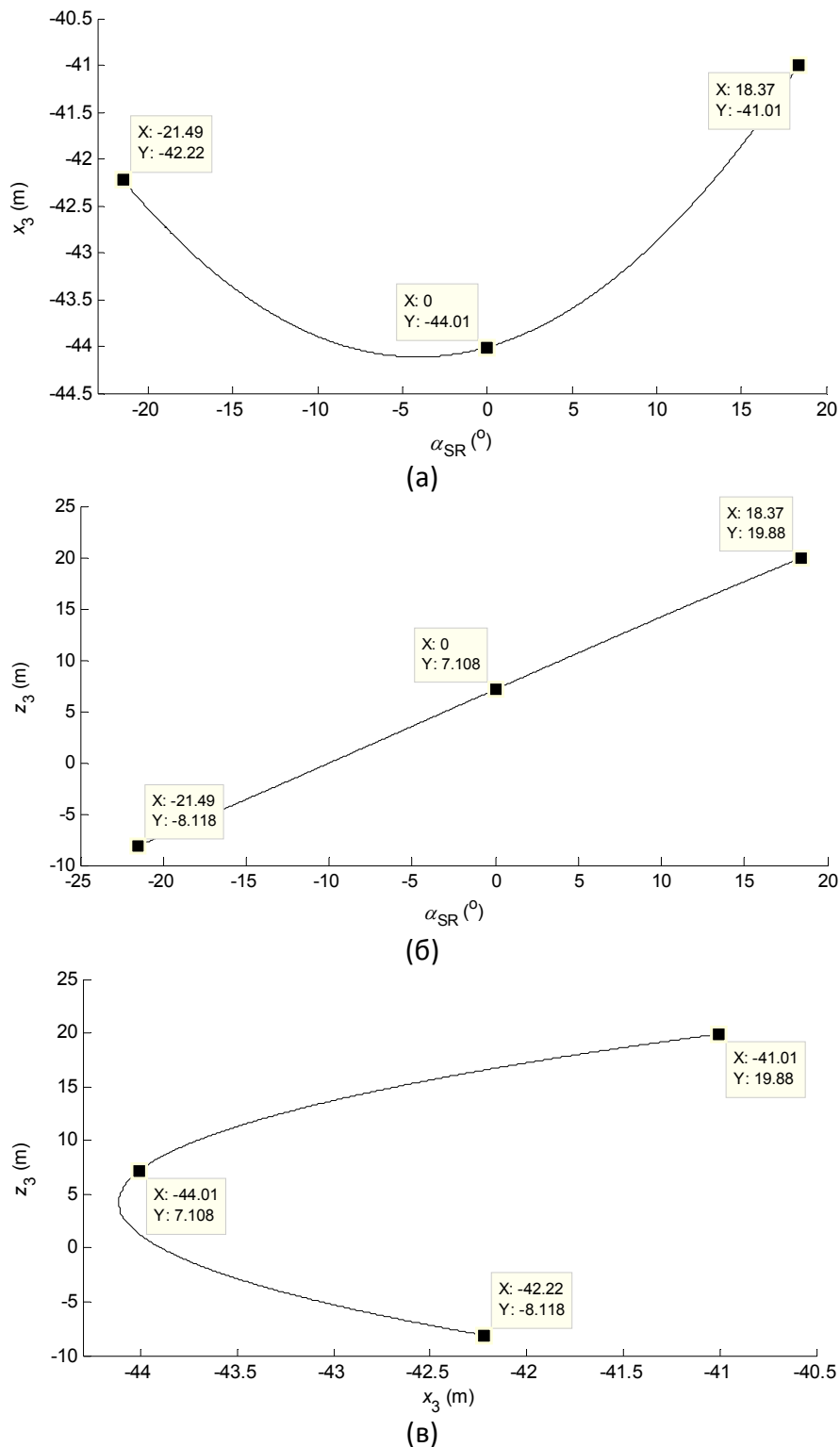


(б)



(в)

Слика 5.32. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) средишта ротора у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)



Слика 5.33. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) средишта ротора у односу на координатни систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)

Апсцисе нападних тачака реакција тла при налегању ротора (R_A , R_{AA}), као и сила преоптерећења (Z , ZZ), једнаке су апсцисама средишта ротора, слика 5.32(а). Апликате нападних тачака реакција тла при налегању ротора мање су за $r_R=6$ m (полупречник ротора) од апликата средишта ротора, слика 5.32(б), док су апликате сила преоптерећења једнаке апликатама средишта ротора. Апсцисе и апликате отпора резања U_F , слике 5.34 и 5.35, одређене су на основу израза:

- у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)

$$x_{2,UF} = x_{1,OR}(\alpha_{SR}) - r_R \cos(\varepsilon_R) + x_{2,01}; \quad \dots(5.20)$$

$$z_{2,UF} = z_{1,OR}(\alpha_{SR}) + z_{2,01}; \quad \dots(5.21)$$

- у односу на координатни систем систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)

$$x_{3,UF} = x_{1,OR}(\alpha_{SR}) - r_R \cos(\varepsilon_R) + x_{3,01}; \quad \dots(5.22)$$

$$z_{3,UF} = z_{1,OR}(\alpha_{SR}) + z_{3,01}; \quad \dots(5.23)$$

при чему су: $x_{1,OR}(\alpha_{SR})$ и $z_{1,OR}(\alpha_{SR})$ апсцисе и апликате средишта ротора у односу на координатни систем $O_1x_1y_1z_1$, $r_R=6$ m полупречник ротора, док је $\varepsilon_R=8^\circ$ угао нагиба ротора у основи.

Ординате нападних тачака свих вертикалних оптерећења горње градње инваријантне су у односу на угао нагиба стреле ротора.

Оптерећења горње градње изазвана подужним ветром (W , WW), нагибом (N , NN), отпором резања-доле (U_L , UU_L), као и земљотресом (DD), делују хоризонтално, по правцима оса O_2x_2 и O_3x_3 , слика 5.24.

Интензит укупног оптерећења подужним ветром одређује се на основу израза:

- при провери стабилности у равни распадне плоче

$$W_{L,RP} = W_{L,PS1} + W_{L,PS2} = 92,80 + 77,50 = 170,30 \text{ kN}; \quad \dots(5.24)$$

- при провери стабилности у равни радиаксијалног лежаја

$$W_{L,K} = W_{L,PS1} + W_{L,PS2} + W_{L,PS3} = 92,80 + 77,50 + 10,89 = 181,19 \text{ kN}. \quad \dots(5.25)$$

Апликаата нападне тачке дејства подужног ветра на стрелу ротора зависи од угла њеног нагиба, слика 5.36, што условљава и зависност апликате укупног дејства подужног ветра, слика 5.37.

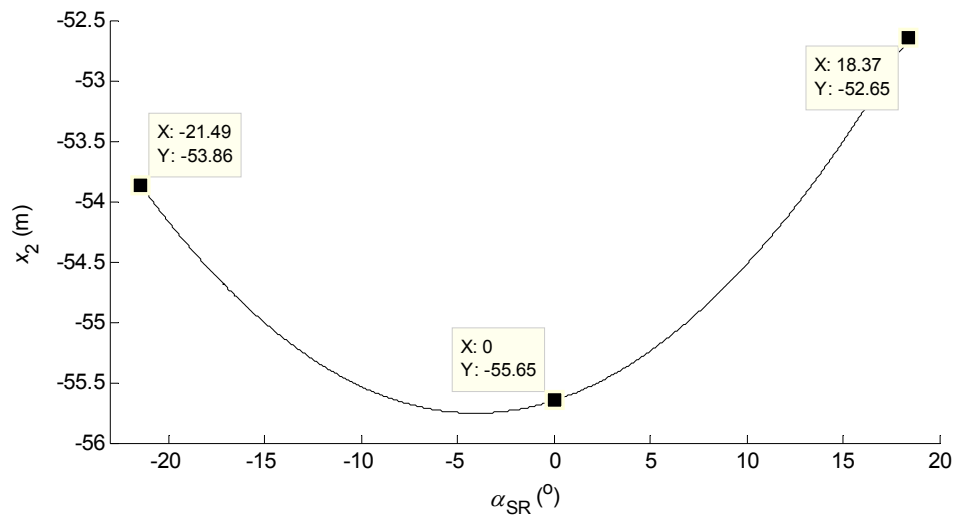
Оптерећења индукована нагибом и земљотресом делују у тежишту припадајућег дела горње градње, чији положај зависи од угла нагиба стреле ротора, слике 5.25 и 5.26. Осим тога, и апликате нападне тачке отпора резања-доле (U_L) зависе од угла нагиба стреле ротора, слика 5.38, и одређују се на основу израза:

- у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)

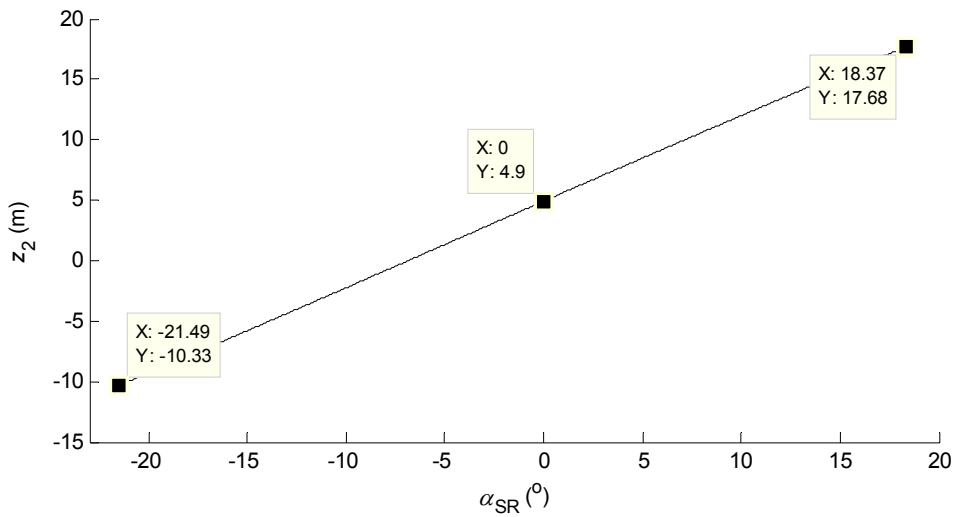
$$z_{2,UL} = z_{1,OR}(\alpha_{SR}) - r_R + z_{2,01}; \quad \dots(5.26)$$

- у односу на координатни систем систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)

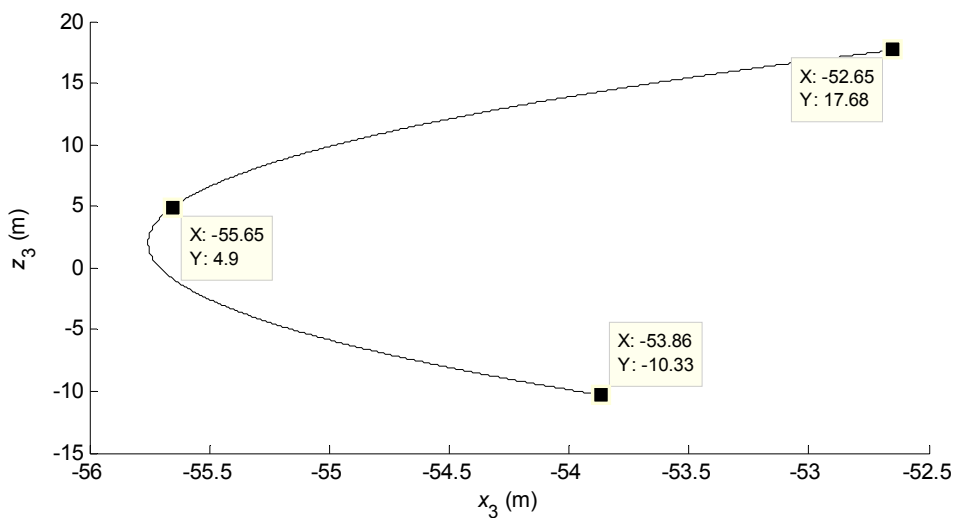
$$z_{3,UF} = z_{1,OR}(\alpha_{SR}) - r_R + z_{3,01}. \quad \dots(5.27)$$



(a)

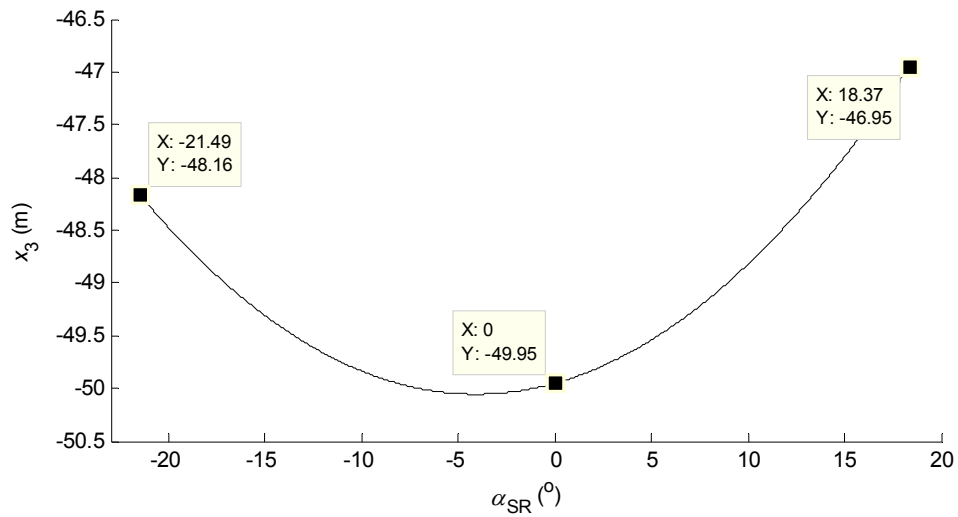


(б)

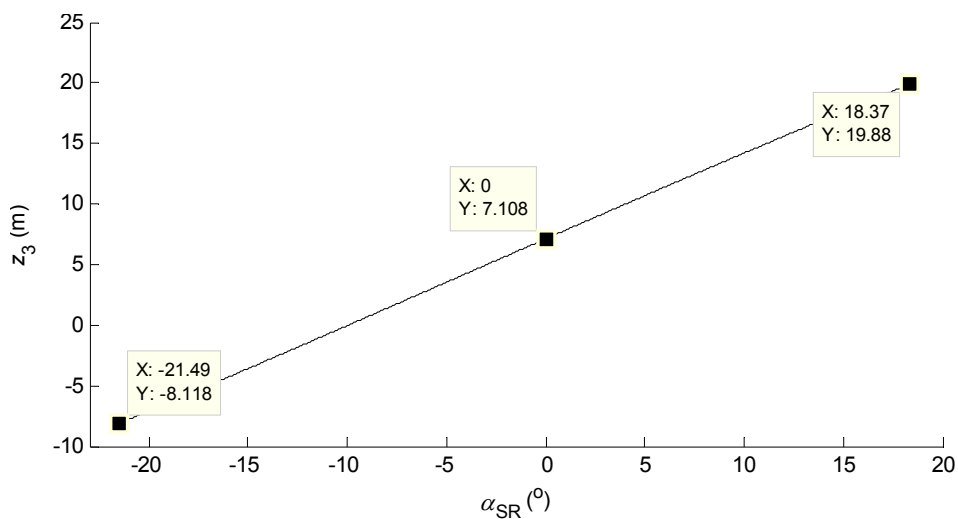


(в)

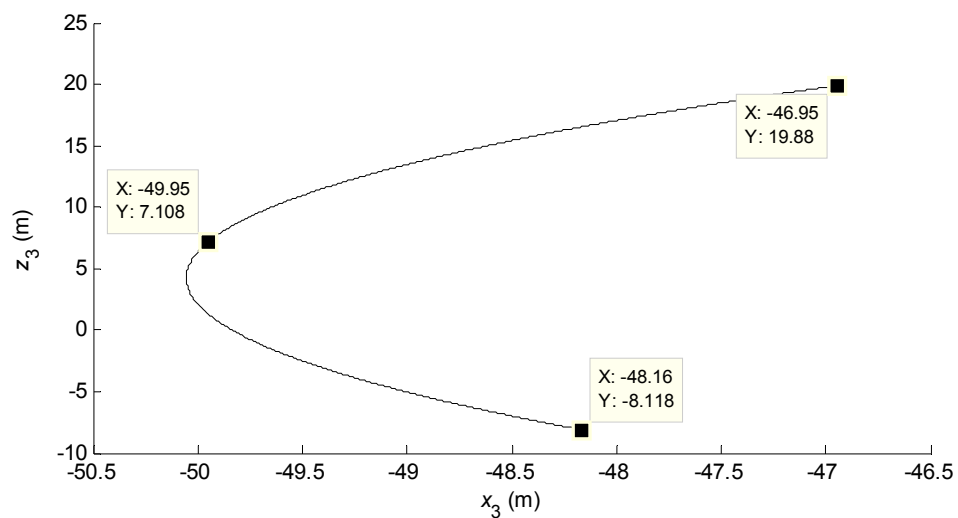
Слика 5.34. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) нападне тачке U_F у односу на координатни систем $O_2x_2y_2z_2$ (распадна плоча)



(a)



(б)



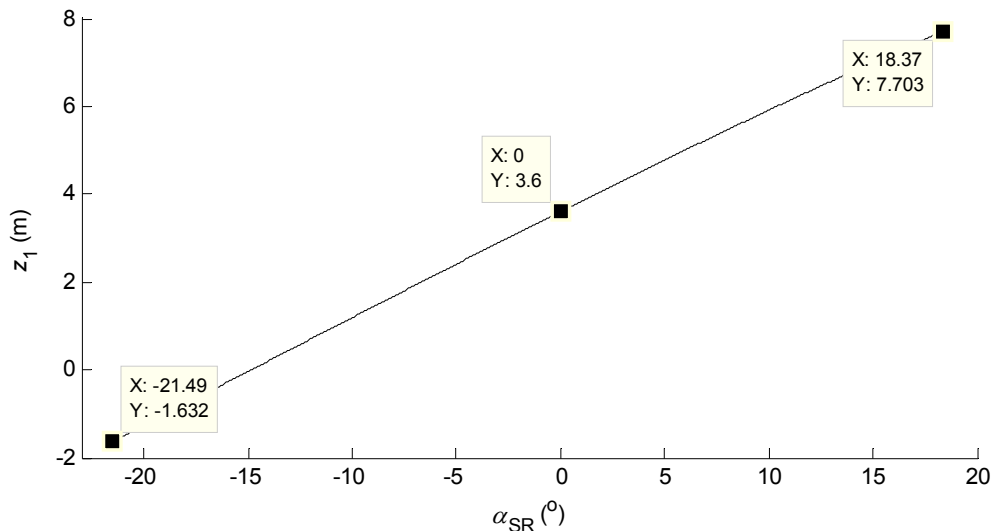
(в)

Слика 5.35. Апсциса (а), апликата (б) и путања (в) нападне тачке U_F у односу на координатни систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај)

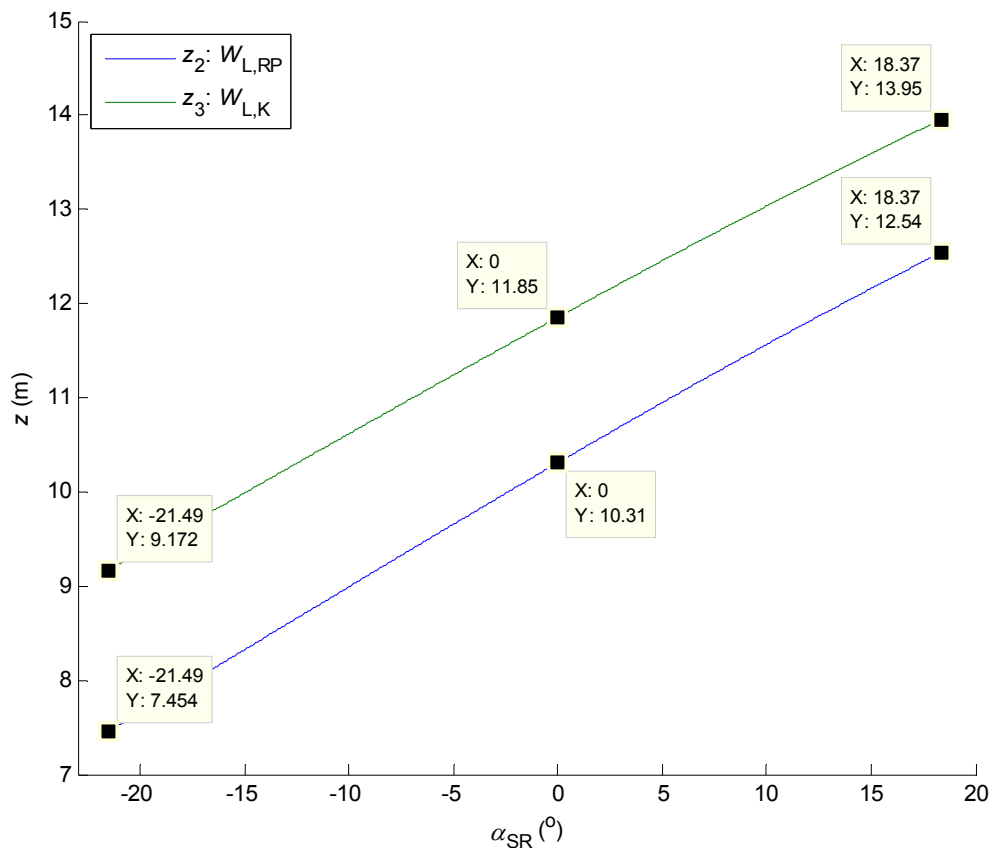
Моменти за осу O_1y_1 изазвани тежинама подструктуре стреле ротора (E_{PS1}), материјала и коре на траци 1 ($F1, FF1, V1$), коре на ротору ($V0$), као и материјала у загушеном левку ротора ($VV1$), слике 5.39 и 5.40, израчунати су на основу израза

$$M_{y1,gi} = G_i x_{1,i}(\alpha_{SR}), \quad \dots(5.28)$$

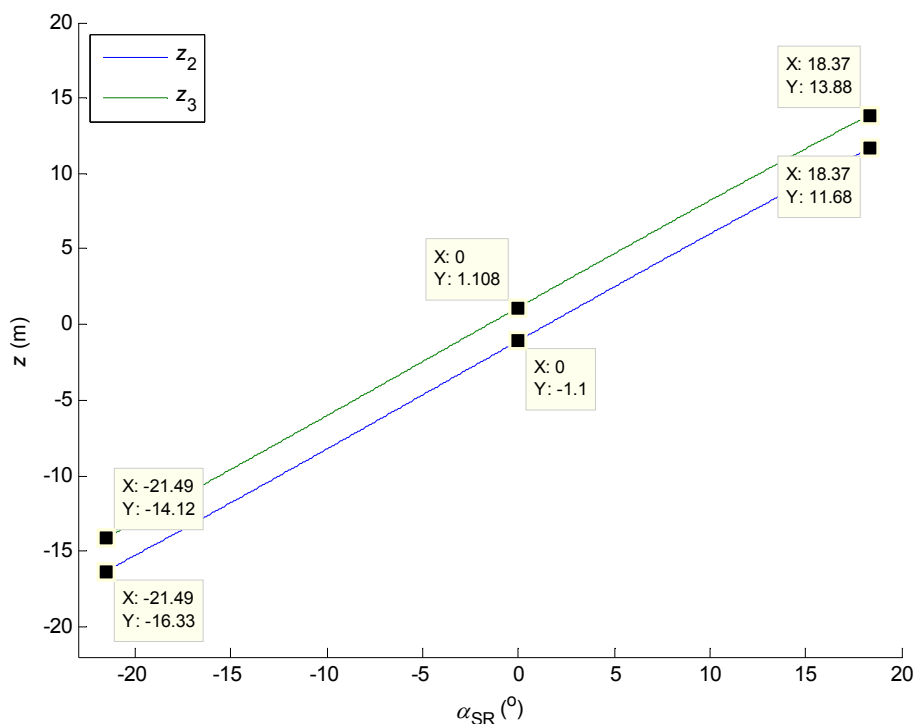
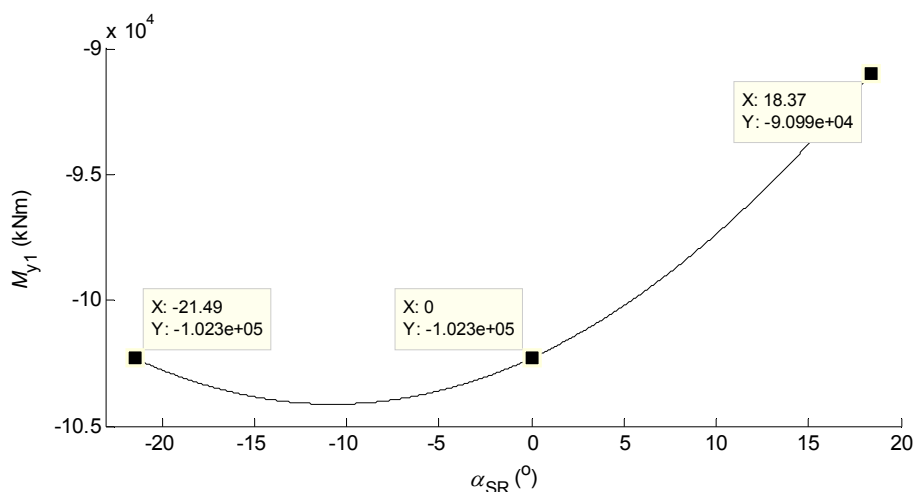
при чему је: G_i тежина, $i=E_{PS1}, F1, FF1, V1, V0, VV1$, док је $x_{1,i}(\alpha_{SR})$ припадајућа апсциса тежишта.



Слика 5.36. Апликата нападне тачке $W_{L,SR}$ у односу на координатни систем $O_1x_1y_1z_1$



Слика 5.37. Апликате нападних тачака $W_{L,RP}$ и $W_{L,K}$


Слика 5.38. Апликате нападне тачке U_L

Слика 5.39. Момент сопствене тежине стреле ротора (E_{PS1}) за осу O_{1y_1}

На основу дијаграма приказаних на сликама 5.39 и 5.40 закључује се да:

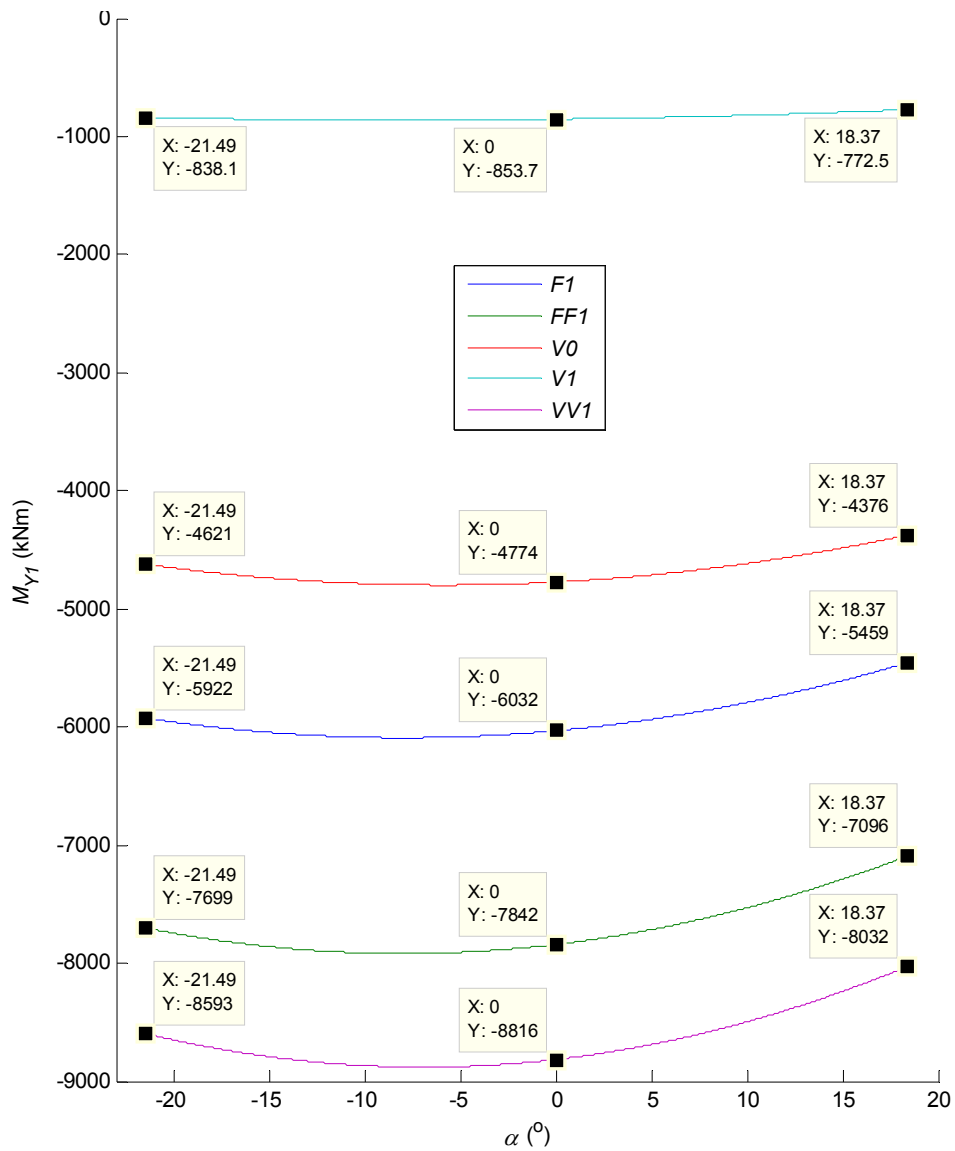
- највећу апсолутну вредност момента за осу O_{1y_1} остварује тежина подструктуре стреле ротора (E_{PS1});
- најмању апсолутну вредност момента за осу O_{1y_1} даје тежина коре на траци 1 ($V1$).

Моменти отпора резања U_F и U_L за осу O_{1y_1} , приказани на слици 5.41, израчунати су на основу израза:

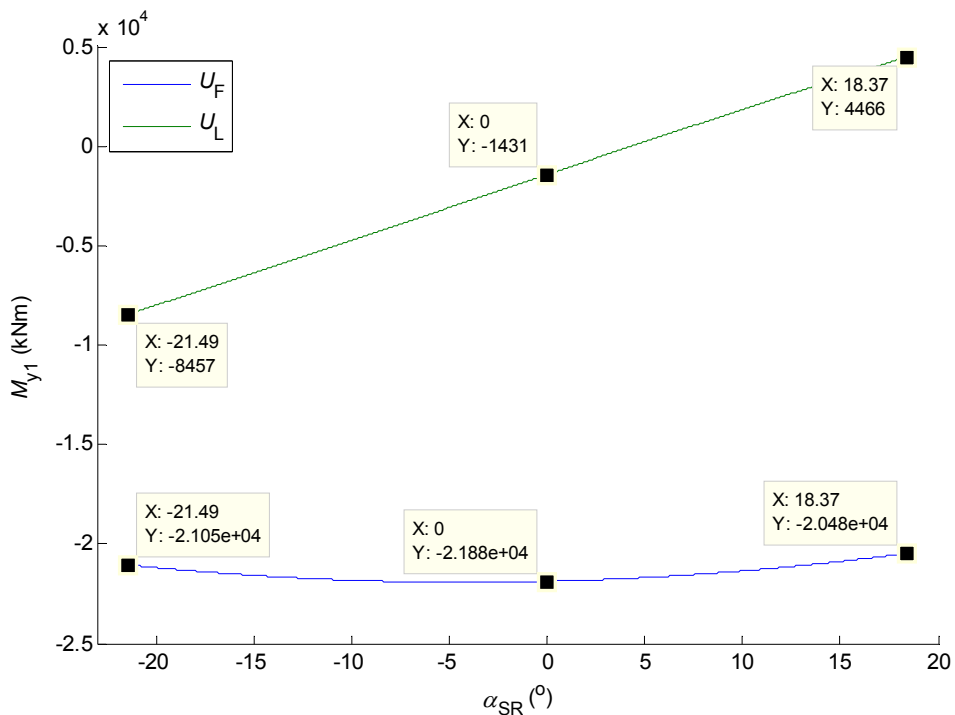
$$M_{y1,UF} = U_F x_{1,UF}(\alpha_{SR}); \quad \dots(5.29)$$

$$M_{y1,UL} = U_L z_{1,UL}(\alpha_{SR}); \quad \dots(5.30)$$

у којима су $x_{1,UF}(\alpha_{SR})$ и $z_{1,UL}(\alpha_{SR})$ апсциса и апликата нападних тачака отпора резања, респективно.



Слика 5.40. Моменти тежина $F1$, $FF1$, $V0$, $V1$ и $VV1$ за осу O_1y_1

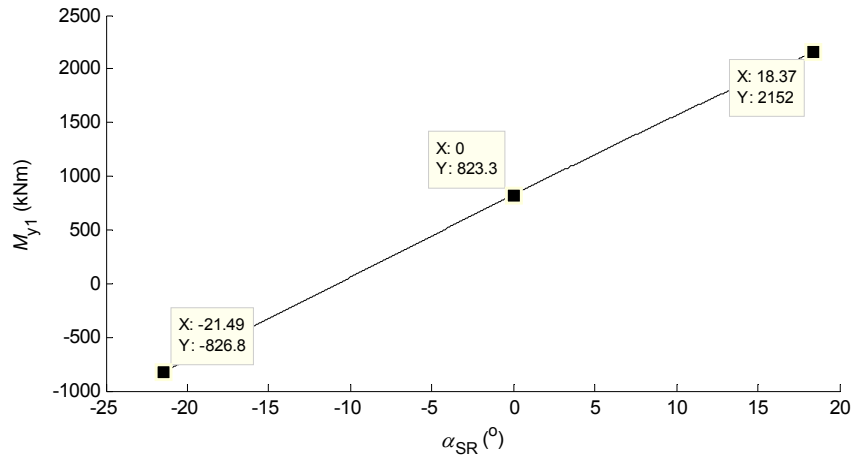


Слика 5.41. Моменти отпора резања U_F и U_L за осу O_1y_1

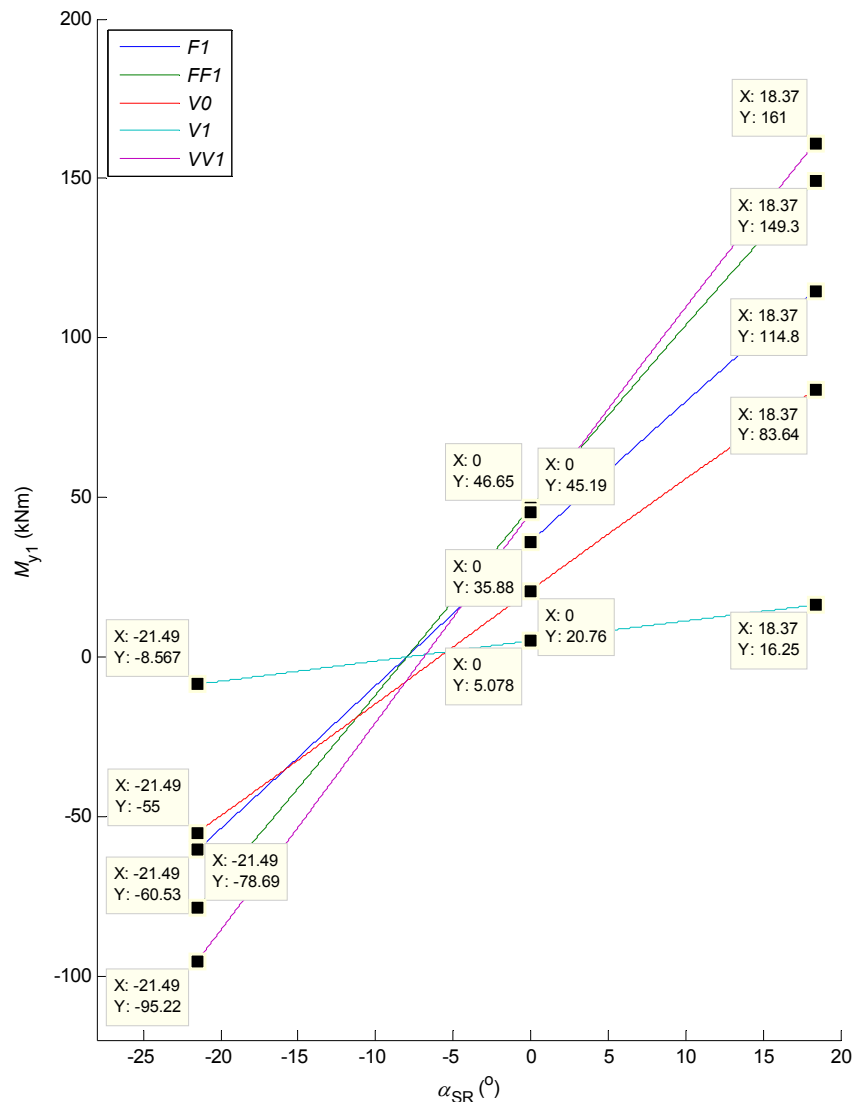
Моменти за осу O_1y_1 индуковани нагибом (претпостављена позитивна ротација планума око осе O_1y_1 : нагиб γ „ $+x_1$ “), слике 5.42 и 5.43, израчунати су на основу израза

$$M_{y_1, N, G_i} = NG_{i-1, i}(\alpha_{SR}), \quad \dots(5.31)$$

при чему је: G_i тежина, $i=E_{PS1}, F1, FF1, V1, V0, VV1, N$ нагиб планума, док је $z_{1, i}(\alpha_{SR})$ припадајућа апликата тежишта.



Слика 5.42. Момент за осу O_1y_1 индукован нагибом ($+x_1$): сопствена тежина CP (E_{PS1})

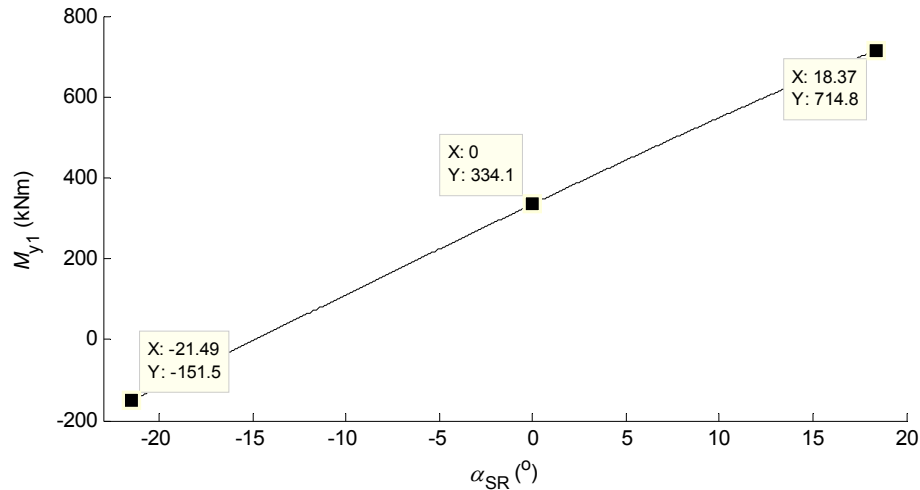


Слика 5.43. Моменти за осу O_1y_1 индуковани нагибом ($+x_1$): $F1, FF1, V0, V1$ и $VV1$

Момент за осу O_1y_1 изазван дејством подужног ветра (претпостављени смер дејства: „+ x_1 “), слика 5.44, израчунат је на основу израза

$$M_{y_1, WL, SR} = W_{L, SR} z_{1, WL, SR} (\alpha_{SR}), \quad \dots(5.32)$$

при чему је $W_{L, SR}$ интензитет силе изазване подужним ветром, док је $z_{1, WL, SR}(\alpha_{SR})$ припадајућа апликата тежишта.

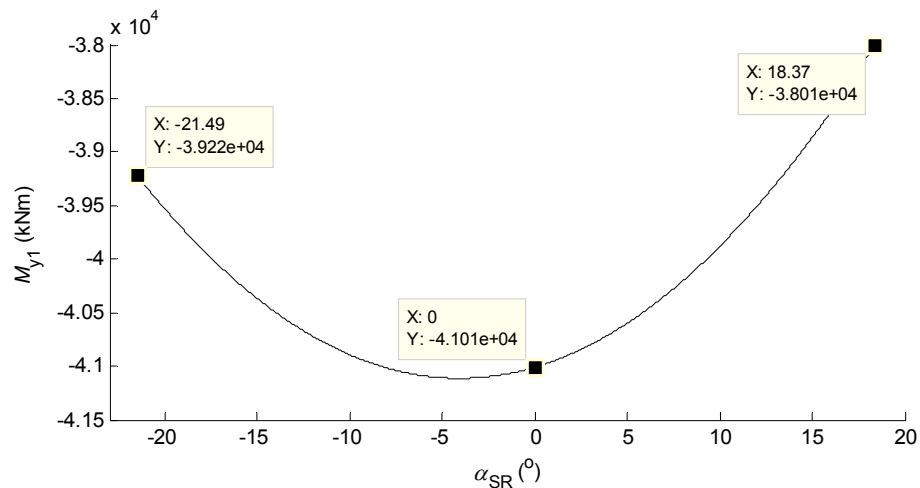


Слика 5.44. Момент за осу O_1y_1 изазван дејством подужног ветра (+ x_1) на СР ($W_{L, SR}$)

Момент за осу O_1y_1 изазван нормираним преоптерећењем ($Z0$), слика 5.45, израчунат је на основу израза

$$M_{y_1, Z0} = Z0 x_{1, OR} (\alpha_{SR}), \quad \dots(5.33)$$

при чему је $Z0$ нормирано преоптерећење (1000 kN), док је $x_{1, OR}(\alpha_{SR})$ апсциса средишта ротора.



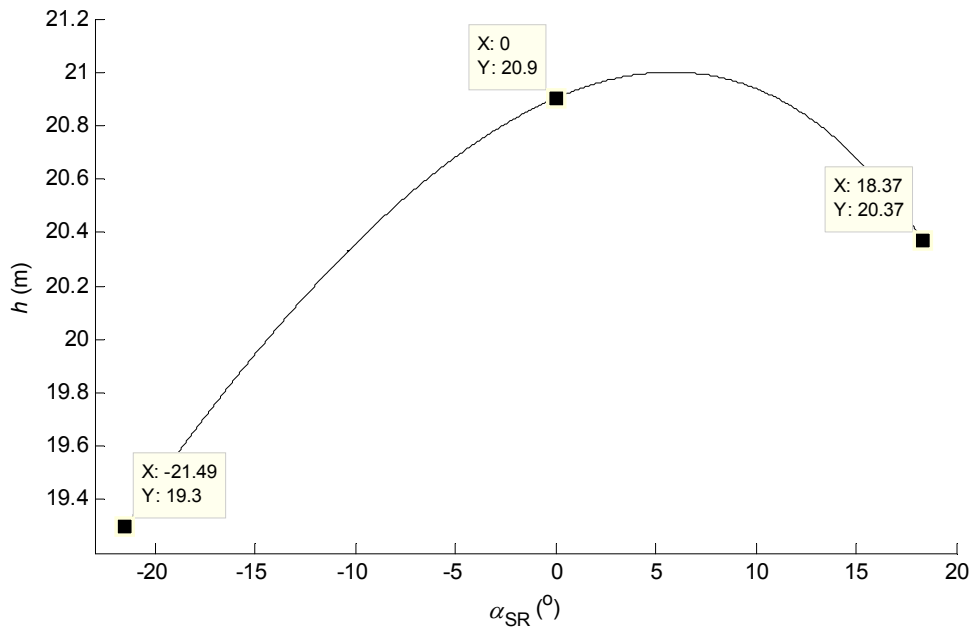
Слика 5.45. Момент за осу O_1y_1 изазван нормираним преоптерећењем ($Z0$)

Сагласно усвојеној оријентацији осе O_1y_1 , слика 5.24, закључује се да негативни моменти парцијалних оптерећења у односу на поменућу осу изазивају затезање ужади механизма за дизање стреле ротора. Са друге стране, позитивни моменти изазивају растерећење поменућих ужади.

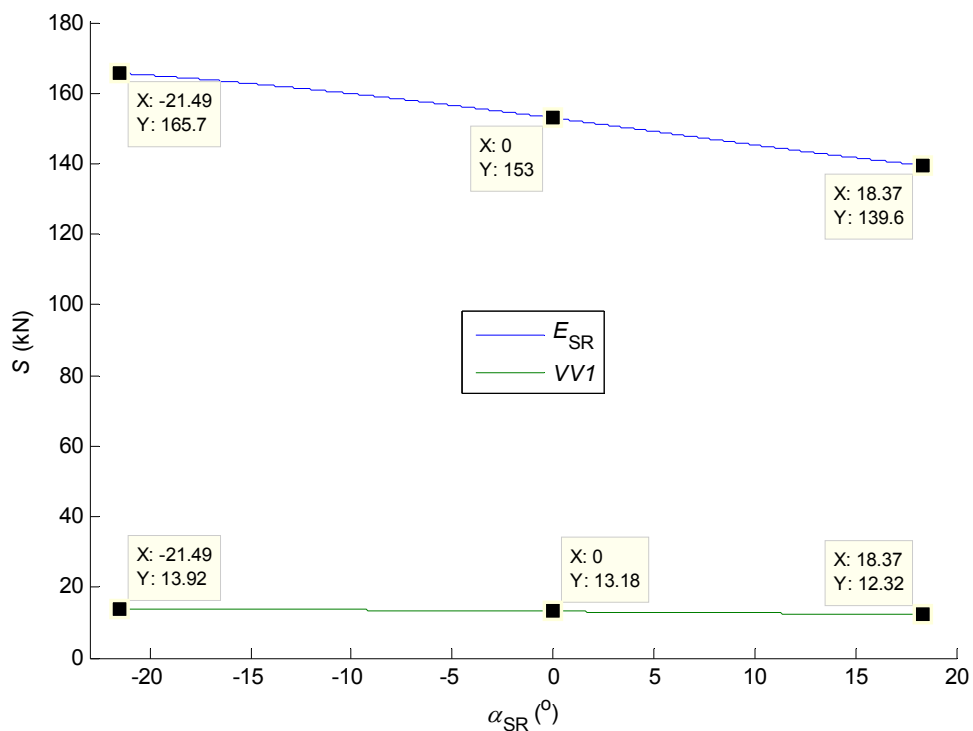
Крак силе у котурачи механизма за дизање стреле ротора зависи од угла нагиба стреле ротора, $h=h(\alpha_{SR})$, слика 5.46. Парцијални утицаји разматраних оптерећења која делују на подструктуру стреле ротора, на силу у ужадима котураче механизма за дизање стреле ротора, слике 5.47-5.53, одређени су на основу израза

$$S_i = -\frac{M_{y1,i}}{hn_K}, \quad i=E_{SR}, F1, V0, V1, VV1, W_{L,SR}, N, U_F, U_L, Z0, \quad \dots(5.34)$$

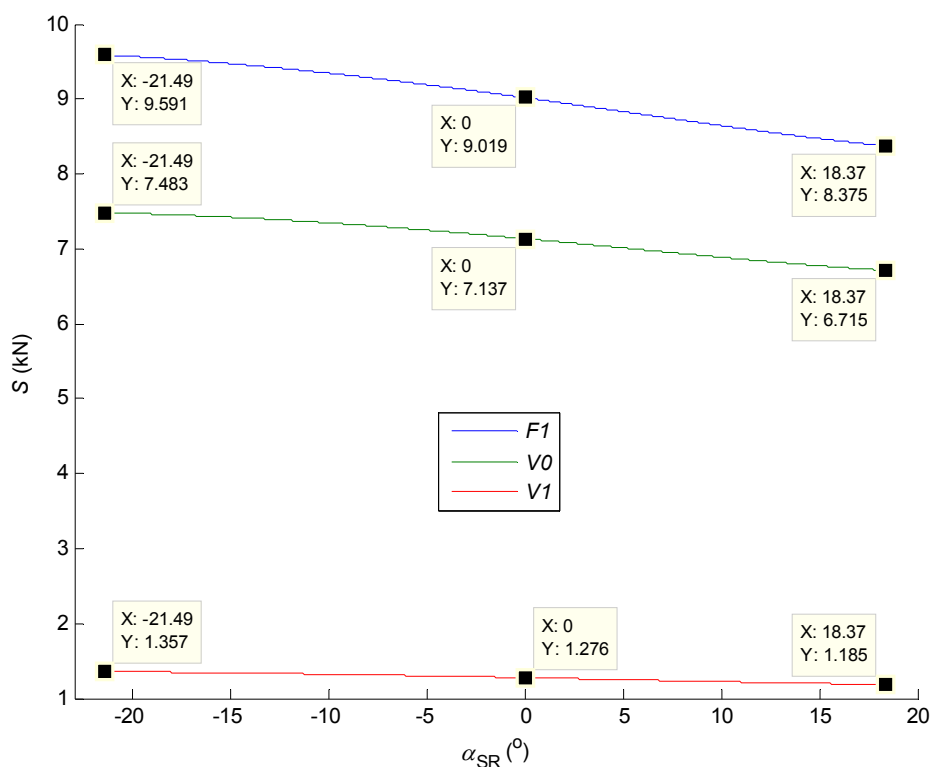
у коме је $n_K=32$ број кракова котураче.



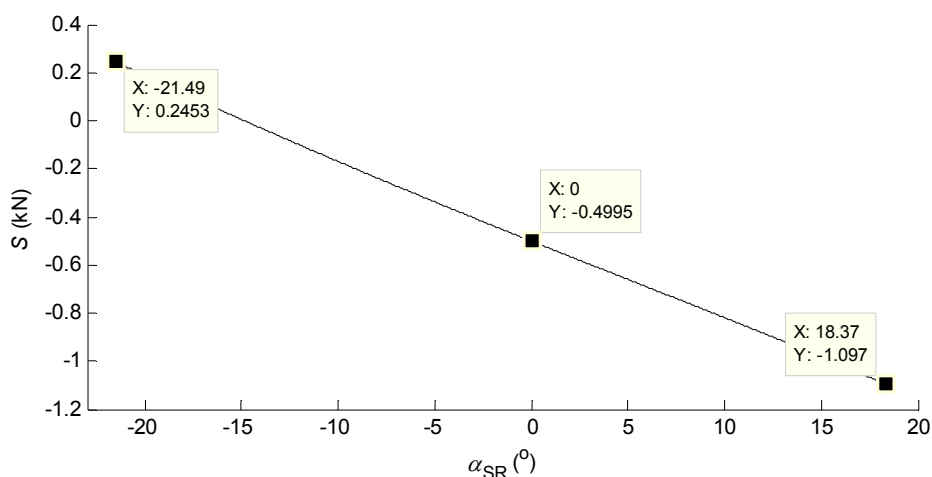
Слика 5.46. Крак силе у котурачи механизма за дизање стреле ротора



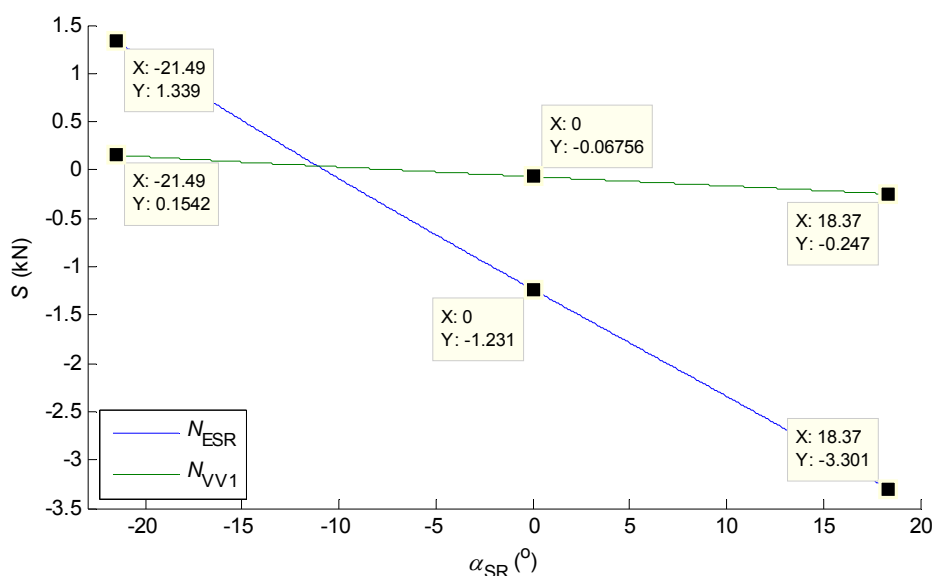
Слика 5.47. Сила у ужету: парцијални утицаји E_{SR} и $VV1$



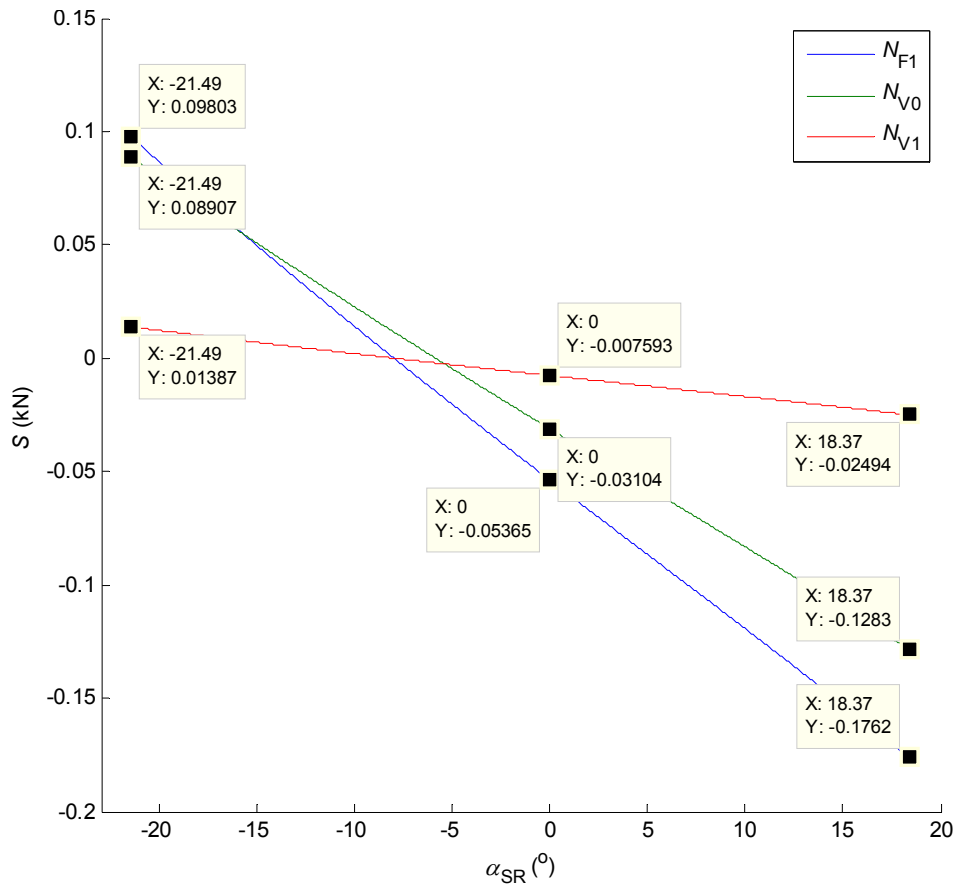
Слика 5.48. Сила у ужету: парцијални утицаји F_1 , V_0 и V_1



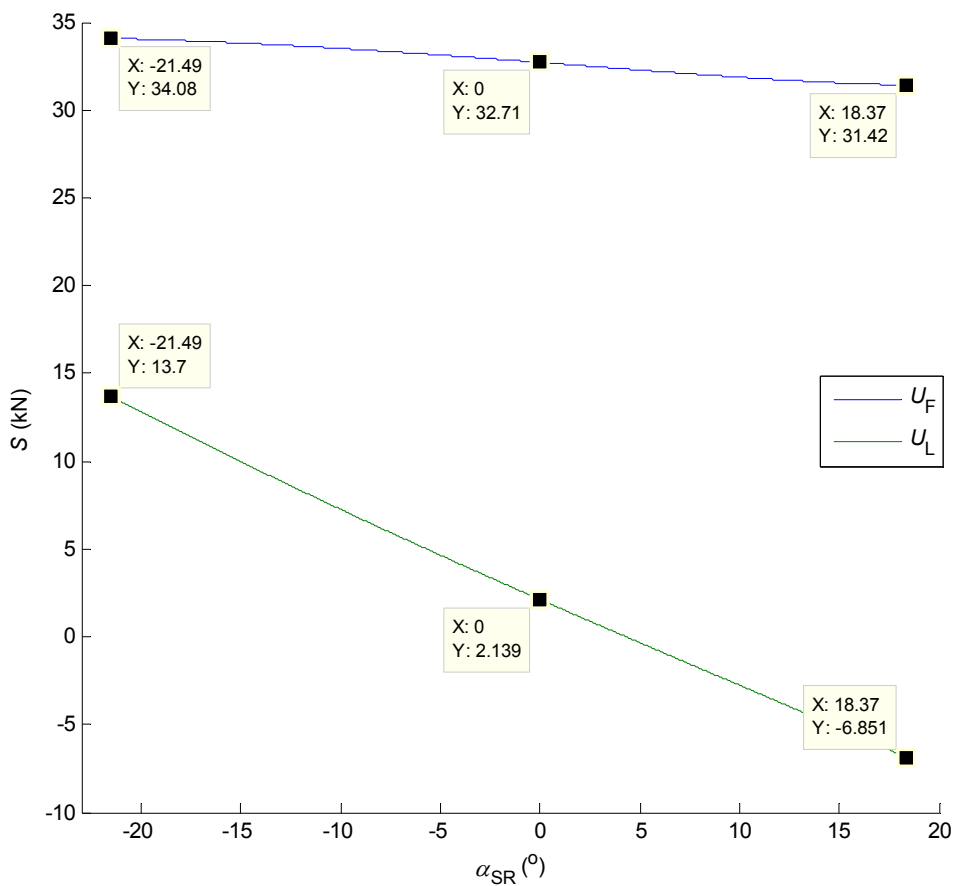
Слика 5.49. Сила у ужету: парцијални утицај $W_{L,SR}$ (+ x_1)



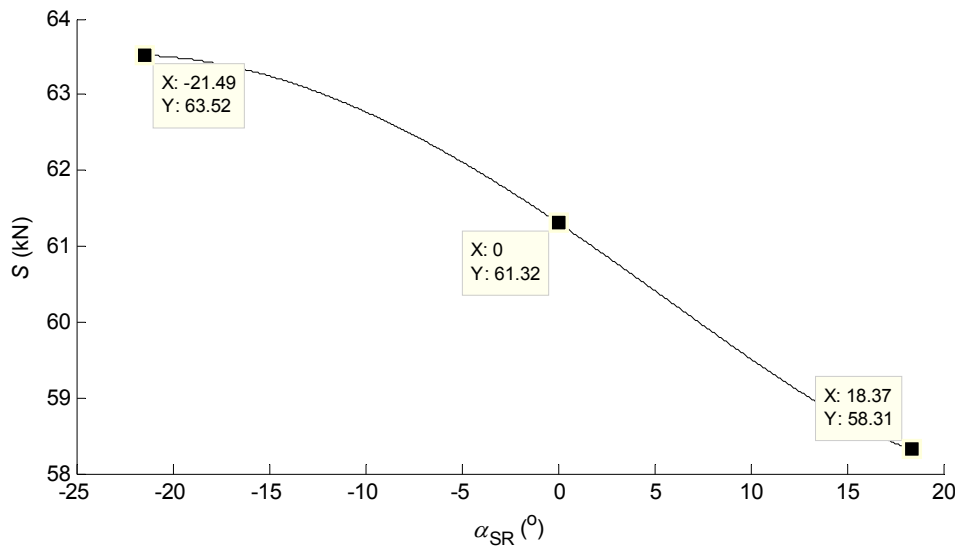
Слика 5.50. Сила у ужету: парцијални утицаји N_{ESR} и N_{VV1} (+ x_1)



Слика 5.51. Сила у ужету: парцијални утицаји N_{F1} , N_{V0} и N_{V1} (+ x_1)



Слика 5.52. Сила у ужету: парцијални утицаји U_F и U_L



Слика 5.53. Сила у ужету: парцијални утицај Z0

Ослањање ротора на тло доводи растерећења ужади система за подизање стреле ротора. Интензитет максималне реакције тла при ослањању ротора ограничен је условима равнотеже распадне плоче, односно дела горње градње који чине подструктуре стреле ротора и стреле баласта, у односу на зглоб којим је распадна плоча везана за обртну платформу (односно условима равнотеже у равни распадне плоче). Он, по природи ствари, није једнозначно одређен, већ зависи од положаја стреле ротора и услова оптерећења. Зато се као потенцијално меродавне за доказ стабилности у CO HZS8 и HZG13 разматрају реакције тла при налегању ротора израчунате за три карактеристична случаја:

- $R_{A,E}$: горња градња оптерећена сопственом тежином (E_{RP}), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- $R_{A,UF}$: горња градња оптерећена отпором резања-напред (U_F), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- $R_{A,UL}$: горња градња оптерећена отпором резања-доле (U_L), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);

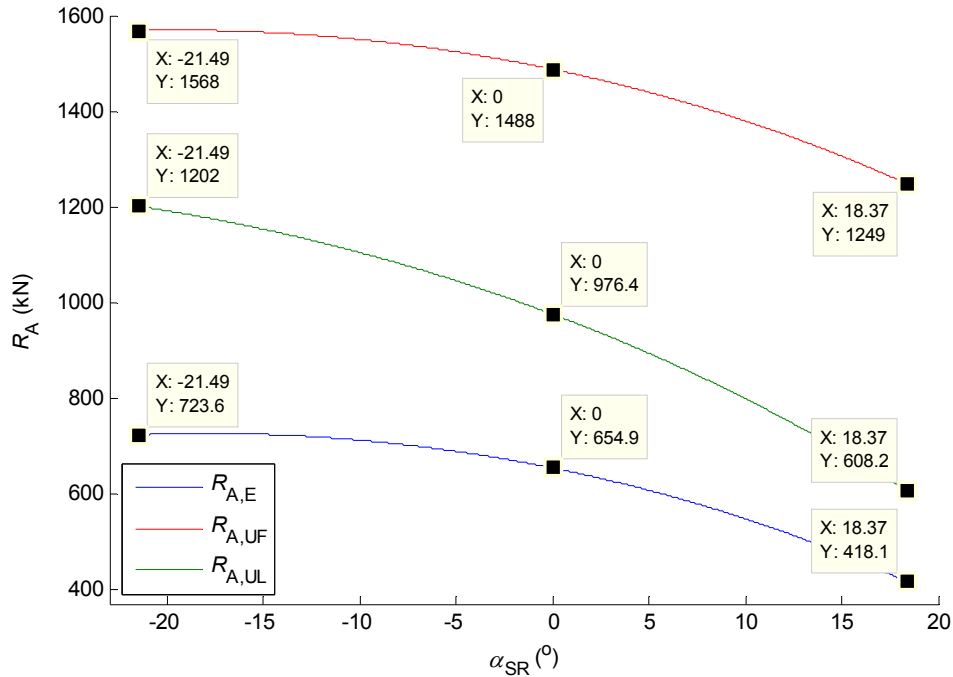
слика 5.54.

С обзиром на следеће чињенице:

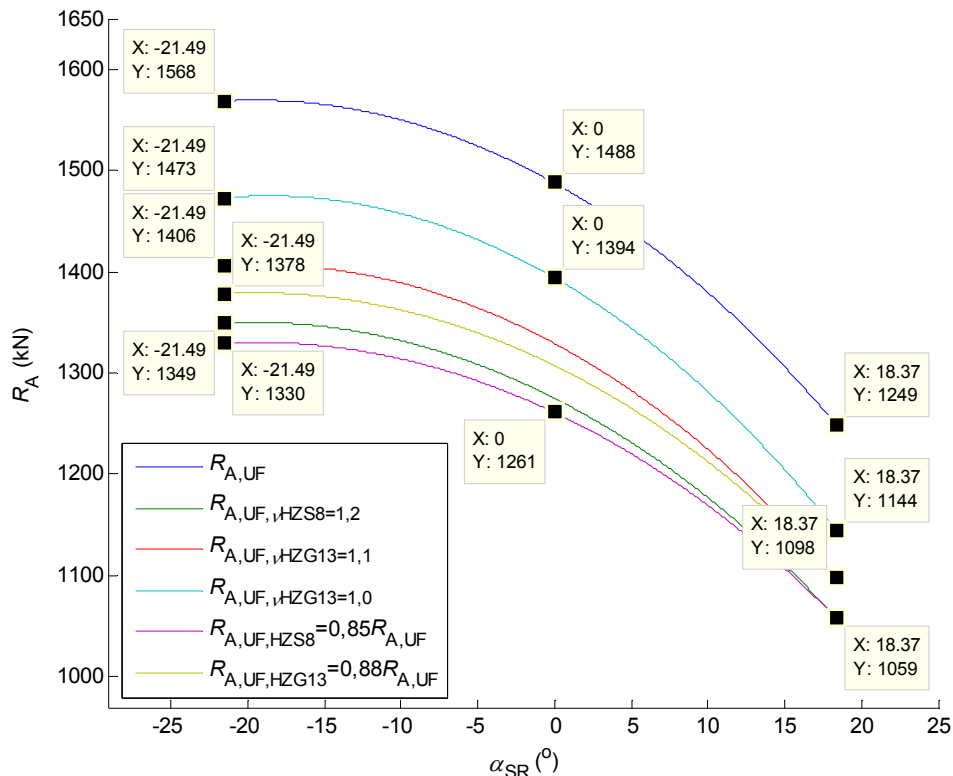
- да $R_{A,UF}$ има највећи интензитет у целокупном дијапазону промене угла нагиба стреле ротора, слика 5.54;
- да систем заштите багера SRs 2000 од растерећења („лабаво уже“) није двостепени, већ једностепени, максимална реакција тла при ослањању ротора, слика 5.54, доводи до отварања распадне плоче;

- да до нарушавања стабилности у равни радиаксијалног лежаја долази пре него у равни распадне плоче, што је последица геометрије горње градње;

за доказ стабилности у CO HZS8 и HZG13 усвајају се интензитети реакција тла при ослањању ротора који износе 85% и 88% од интензитета силе $R_{A,UF}$, слика 5.55. Када се стрела ротора налази у положају 3, криве $0,85 R_{A,UF}$ и $0,88 R_{A,UF}$ секу криве $R_{A,UF,vHZS8=1,2}$ и $R_{A,UF,vHZG13=1,1}$ добијене решавањем инверзног проблема.



Слика 5.54. Реакције тла при којима долази до отварања распадне плоче



Слика 5.55. Реакције тла при ослањању ротора меродавне за доказ стабилности у CO HZS8 и HZG13

У суштини, случајеви оптерећења HZS8 и HZG13 не могу се стриктно применити за доказ стабилности у равни радиаксијалног лежаја, због већ наведених чињеница да је систем заштите багера од прекомерног растерећења једностепени, при чему су услови стабилности распадне плоче повољнији у односу на услове стабилности у равни радиаксијалног лежаја. Наиме, у граничном случају, при отварању распадне плоче, њен степен сигурности против губитка статичке стабилности износи један, док је степен сигурности у равни радиаксијалног лежаја мањи од један.

Са друге стране, максимални интензитет силе у ужадима система за подизање стреле ротора има константну вредност, која сагласно геометрији механизма за затезање ужади, датој на цртежу број 530 749 063:000, при маси тега $Q_T=20,2$ t (Прилог 3) износи

$$S_{ZZ}=240,0 \text{ kN.} \quad \dots(5.35)$$

Дакле, ни када је реч о прекомерном затезању ужади, багер не располаже двостепеним системом заштите. Као потенцијално меродавне за доказ стабилности у СО HZS9 и HZG14 разматрају се силе екстремног преоптерећења израчунате за три карактеристична случаја:

- ZZ_E: горња градња оптерећена сопственом тежином (E_{RP}), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- ZZ_{UF}: горња градња оптерећена отпором резања-напред (U_F), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- ZZ_{UL}: горња градња оптерећена отпором резања-доле (U_L), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);

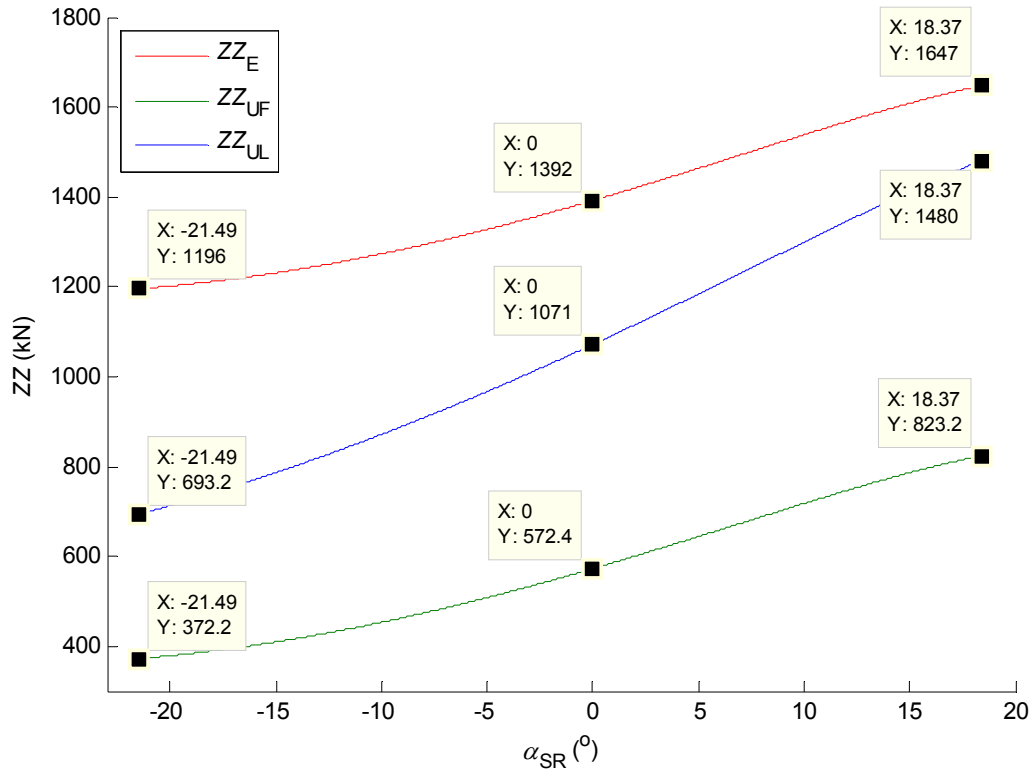
слика 5.56.

С обзиром на чињеницу да сила екстремног преоптерећења ZZ_E има највећи интензитет у целокупном дијапазону промене угла нагиба стреле ротора, слика 5.56, за доказ стабилности у СО HZS9 усваја се се да интензитет силе преоптерећења Z_E износи 82% од интензитета силе екстремног преоптерећења ZZ_E, слика 5.57. Аналогно случају оптерећења HZS8 (делимично ослањање ротора), због непостојања двостепеног система заштите багера од преоптерећења, стриктна примена случаја оптерећења HZS9, у суштини, није могућа.

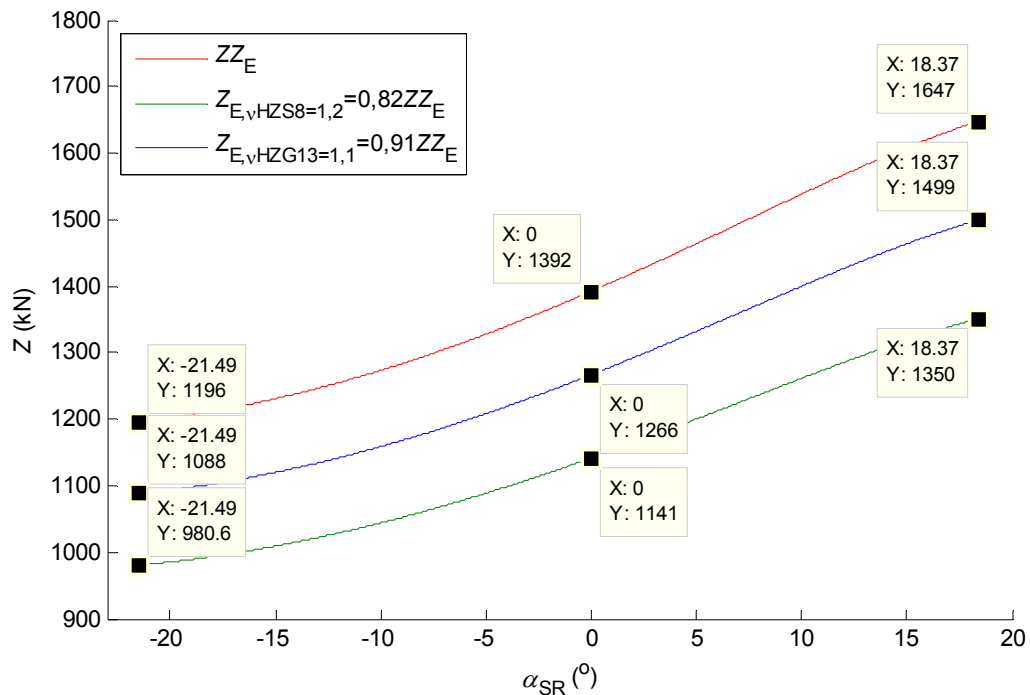
У зависности од услова оптерећења и геометријске конфигурације горње градње, нарушавање статичке стабилности начелно је могуће у два случаја:

- случај губитка стабилности на баласта (НСБ);
- случај губитка стабилности на страни ротора (НСР).

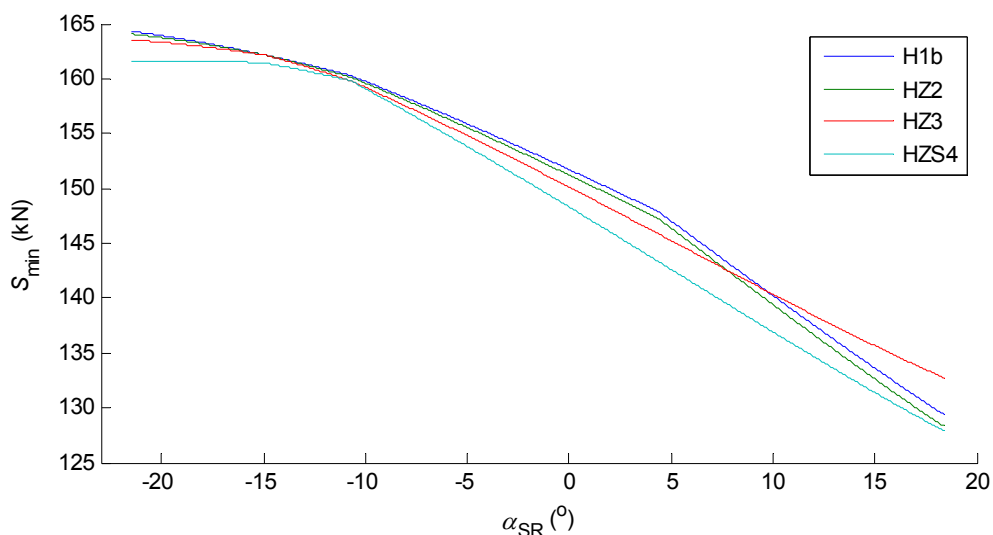
Начелно, у првом случају (НСБ) меродавне су комбинације парцијалних оптерећења при којима се јављају минималне силе у ужадима механизма за дизање стреле ротора, слике 5.58-5.60, а у другом (НСР), комбинације парцијалних оптерећења при којима се јављају максималне силе у ужадима поменутог механизма, слике 5.61-5.63.



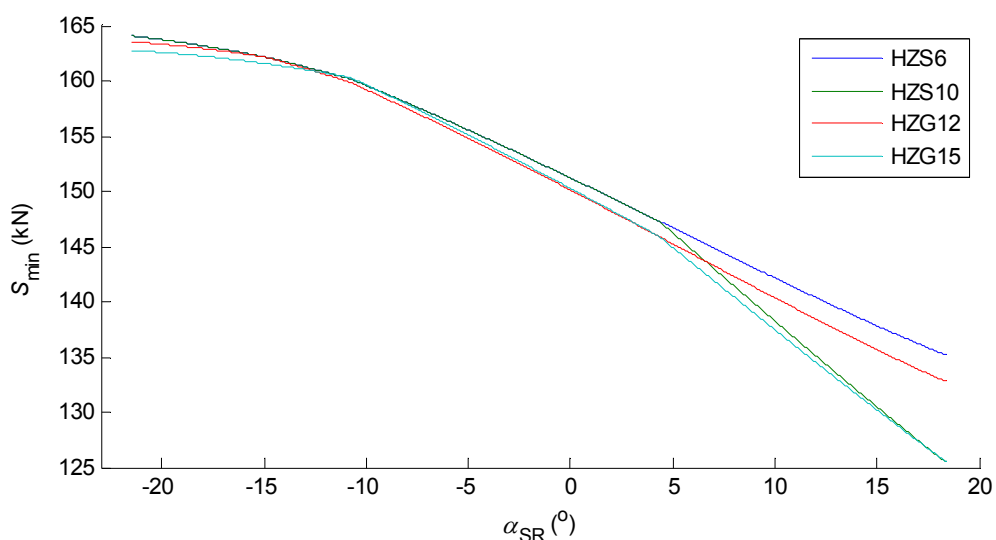
Слика 5.56. Силе екстремног преоптерећења



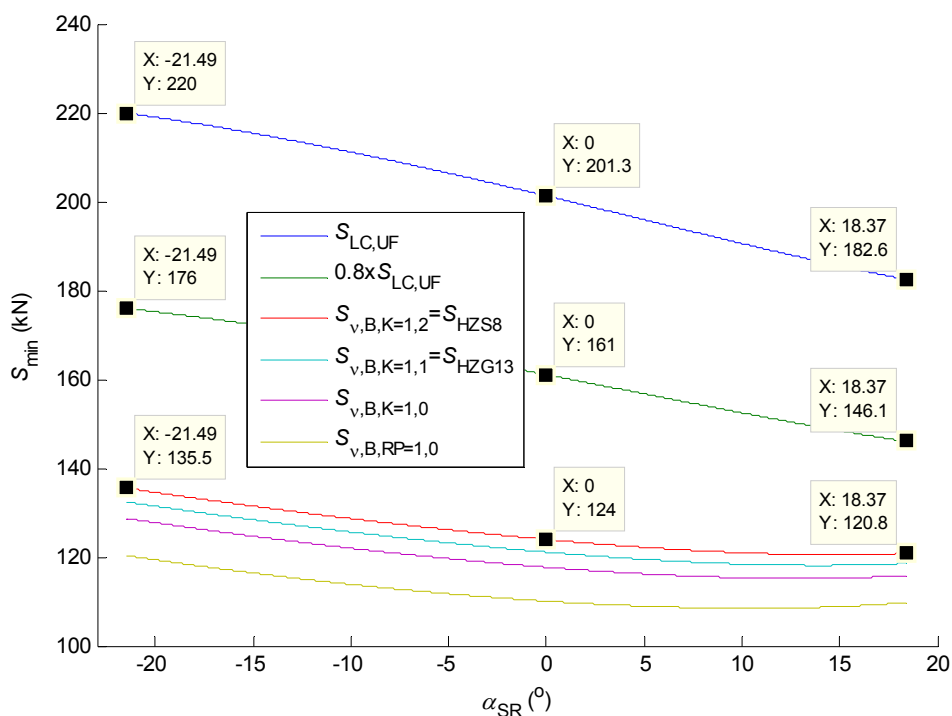
Слика 5.57. Силе преоптерећења



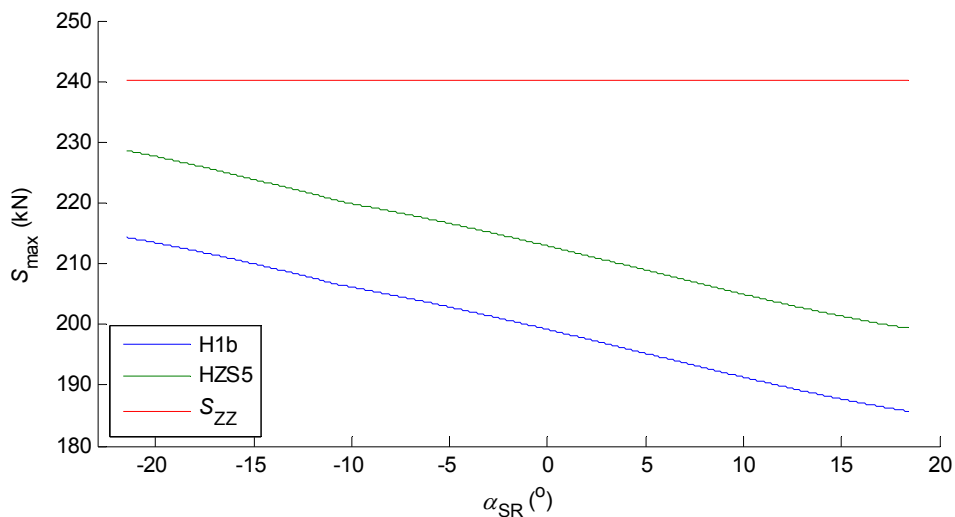
Слика 5.58. Минималне силе у ужету: CO H1b, HZ2, HZ3 и HZS4



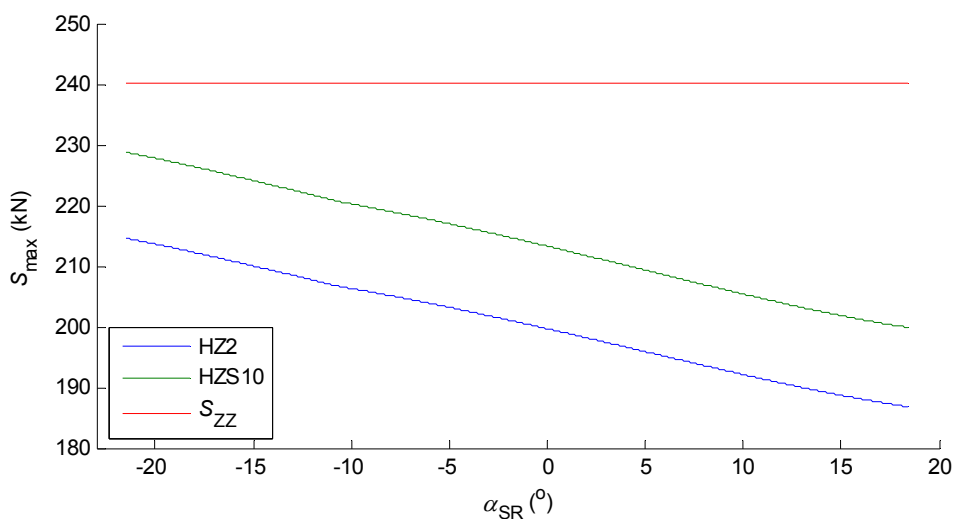
Слика 5.59. Минималне силе у ужету: CO HZS6, HZS10, HZG12 и HZG15



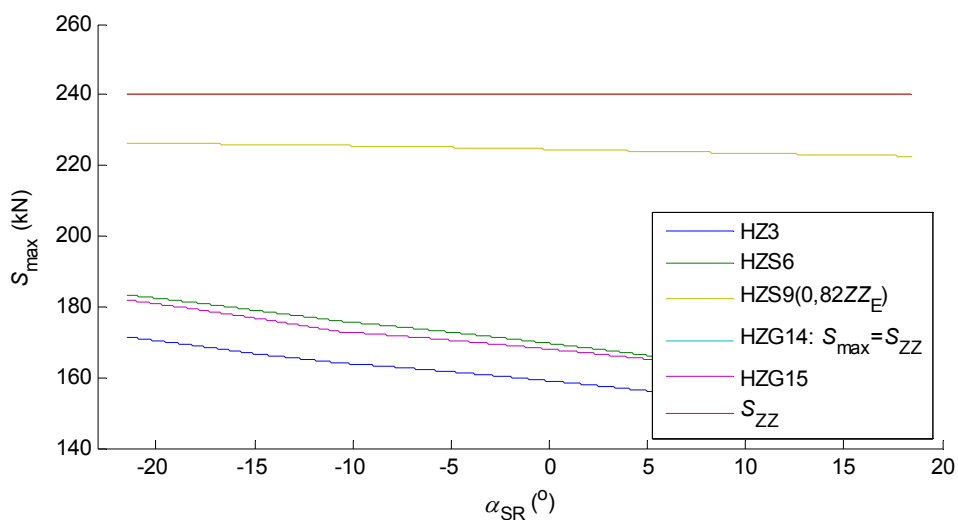
Слика 5.60. Минималне силе у ужету: CO HZS8 и HZG13



Слика 5.61. Максималне силе у ужету: CO H1b и HZS5



Слика 5.62. Максималне силе у ужету: CO HZ2 и HZS10



Слика 5.63. Максималне силе у ужету: CO HZ3, HZS6, HZS9, HZG14 и HZG15

Степен сигурности против претурања, одређен је количником момента стабилности (M_s) момента претурања (M_p),

$$\nu_i = \frac{M_{s,i}}{M_{p,i}}, \quad i=RP, K, R, \quad \dots(5.36)$$

при чему се индекси RP и K односе на случајеве могућег губитка статичке стабилности НСБ у равни распадне плоче (RP) и радиаксијалног лежаја (K), док се индекс (R) односи на случај потенцијалног губитка статичке стабилности НСР, у равни радиаксијалног лежаја. Дијаграми степена сигурности у целокупном домену промене угла нагиба стреле ротора, за све случајеве оптерећења прописане стандардом DIN 22261-2 [8], приказани су на сликама 5.64-5.81.

На основу анализе презентираних дијаграма промене вредности степена сигурности против претурања горње градње у целокупном домену промене угла нагиба стреле ротора, закључује се следеће:

- модел M1 при оптерећењима дефинисаним у табели 5.18 (у даљем тексту: модел M1_{ТАКРАФ}) задовољава критеријуме статичке стабилности НСР прописане стандардом DIN 22261-2, у свим случајевима оптерећења (слике 5.64, 5.66, 5.70, 5.71, 5.74, 5.75, 5.80), осим у случају оптерећења HZG14 (слика 5.79) када се спречавање губитка статичке стабилности остварује хваталкама;
- модел M1_{ТАКРАФ} задовољава критеријуме статичке стабилности НСБ прописане стандардом DIN 22261-2, у свим случајевима оптерећења (слике 5.65, 5.67-5.69, 5.72, 5.73, 5.76-5.78, 5.81).

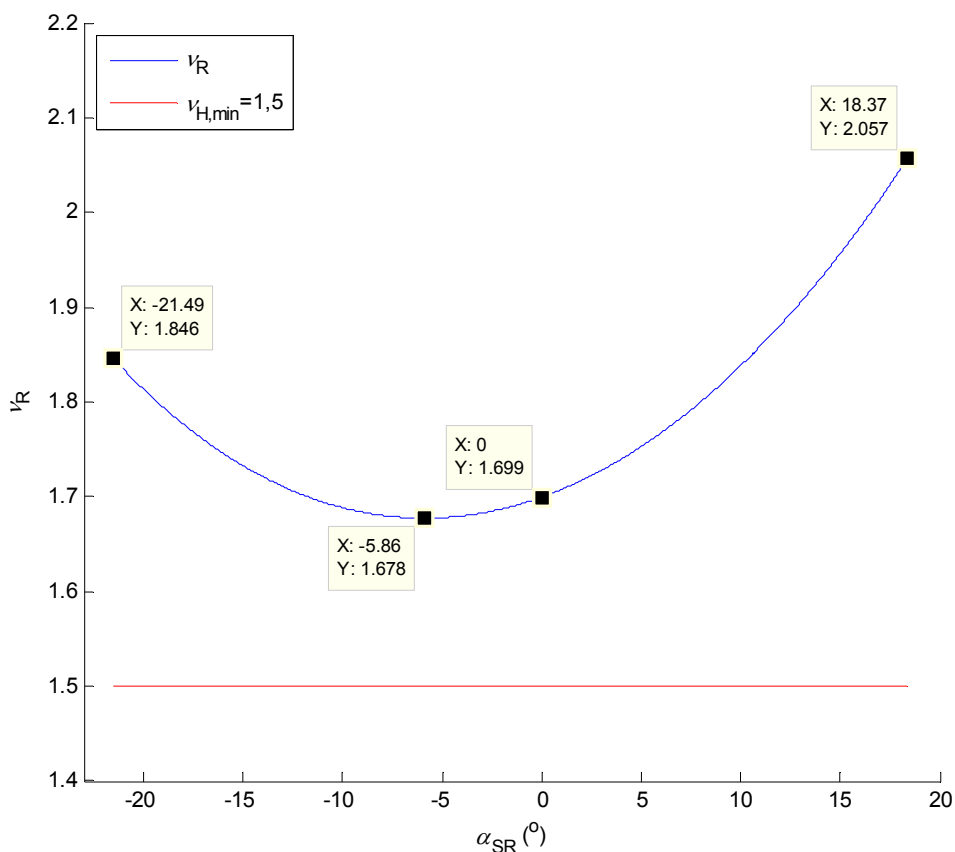
С обзиром на чињеницу да интензитети појединих парцијалних оптерећења наведени у табели 5.18, нису у потпуном сагласју са стандардом TGL 13472, у наставку анализе извршена је идентификација поменутих оптерећења доследном применом стандарда TGL 13472, као и стандарда DIN 22261-2. Према стандарду TGL 13472, одељак 2.1.3., оптерећење траке 1 тежином транспортованог материјала, у нормалном раду багера, одређује се на основу теоријског капацитета багера, увећаног за 30%,

$$\rho_{\max} = \frac{Q_{\max} \rho g}{3600v} = \frac{1,3Q_{th} \rho g}{3600v} = \frac{1,3 \times 6600 \times 1700 \times 9,81}{3600 \times 4,2} = 9464 \text{ N/m} = 9,46 \text{ kN/m}, \quad \dots(5.37)$$

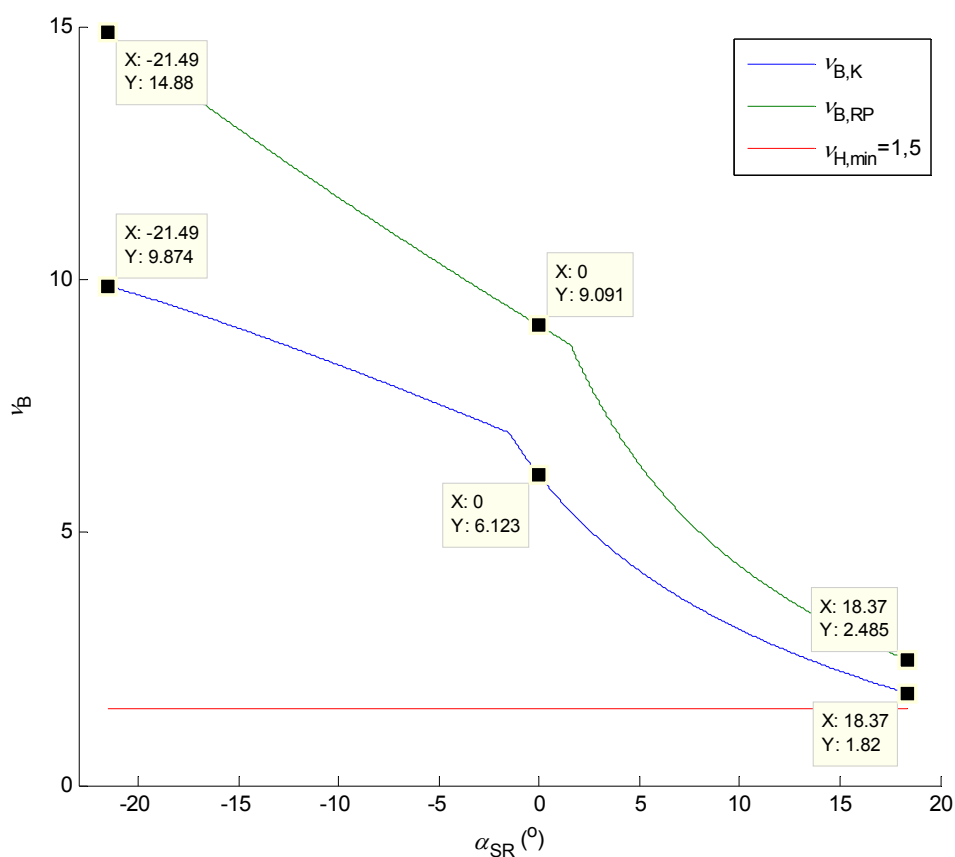
при чему је $Q_{th}=6600 \text{ m}^3/\text{h}$ теоријски капацитет багера, $\rho=1700 \text{ kg/m}^3$ густина транспортованог материјала, док је $v=4,2 \text{ m/s}$ номинална брзина траке.

Уколико се као основа за прорачун усвоји теоријски капацитет багера, онда се добија

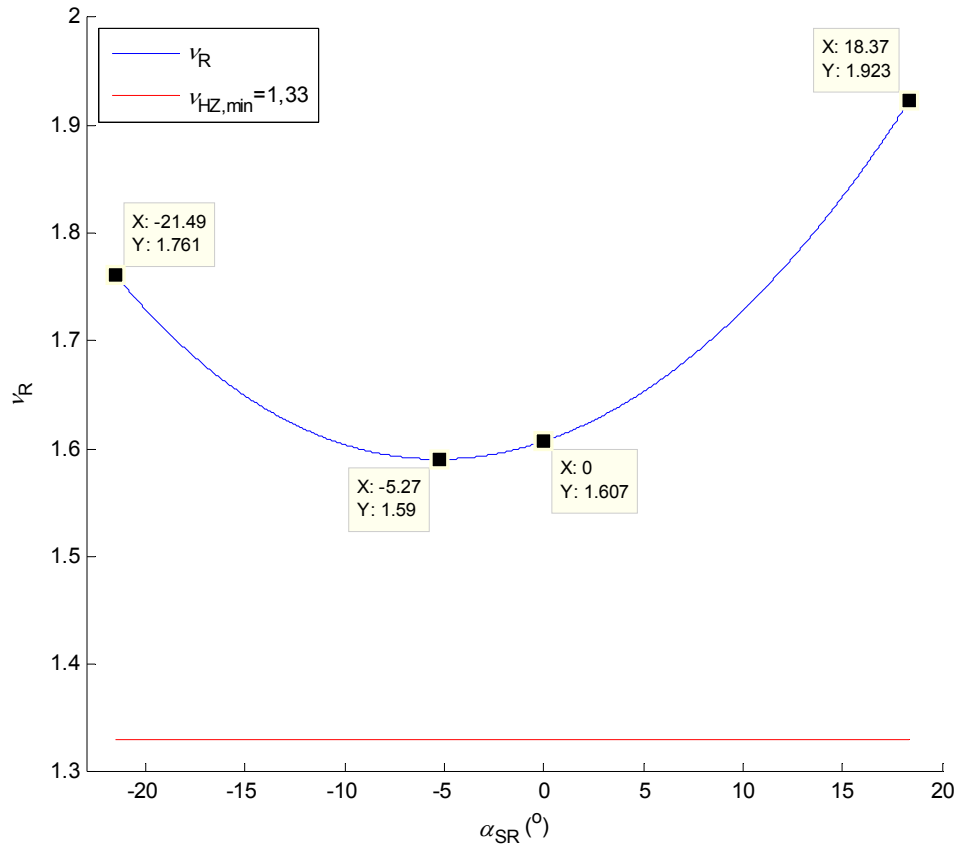
$$\rho_{\text{ном}} = \frac{Q_{th} \rho g}{3600v} = \frac{6600 \times 1700 \times 9,81}{3600 \times 4,2} = 7280 \text{ N/m} = 7,28 \text{ kN/m}. \quad \dots(5.38)$$



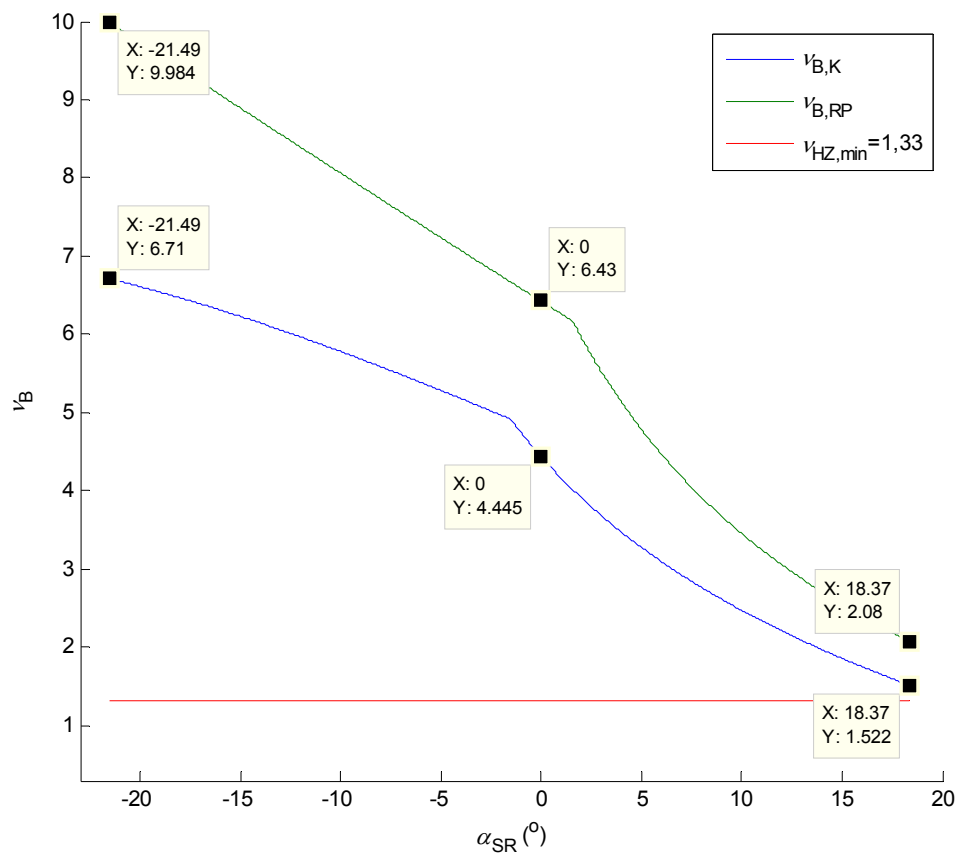
Слика 5.64. Модел М1_{ТАКРАФ} - СО Н1b: степен сигурности против претурања НСР



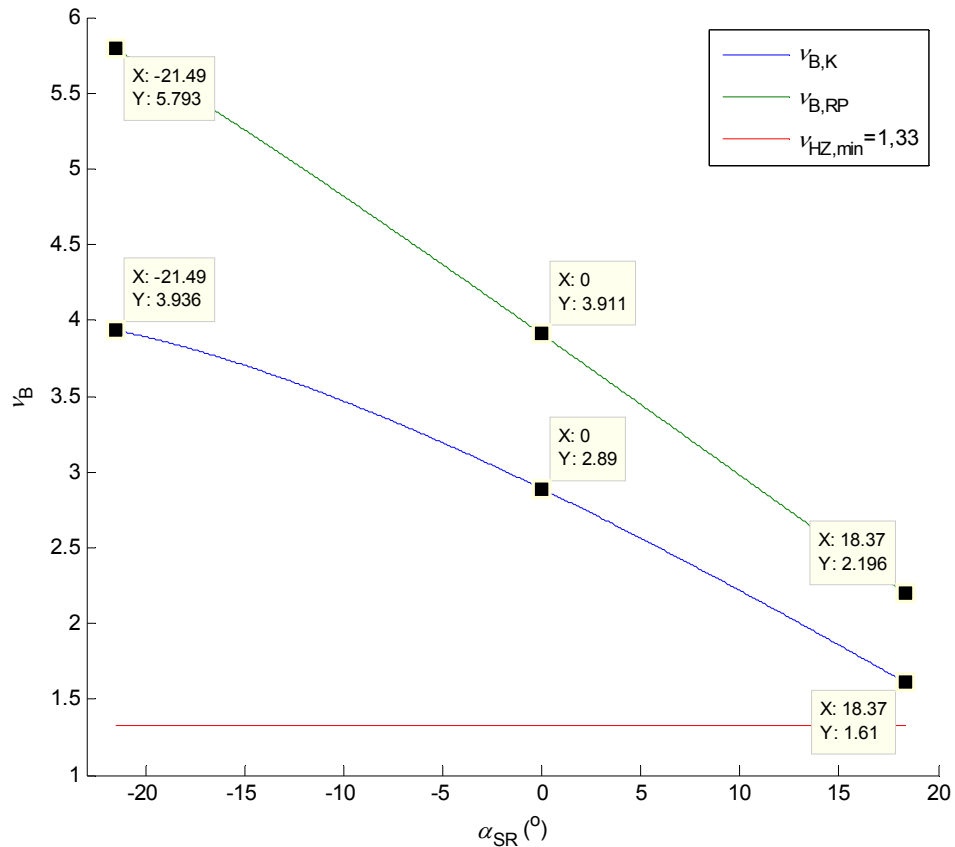
Слика 5.65. Модел М1_{ТАКРАФ} - СО Н1b: степен сигурности против претурања НСБ



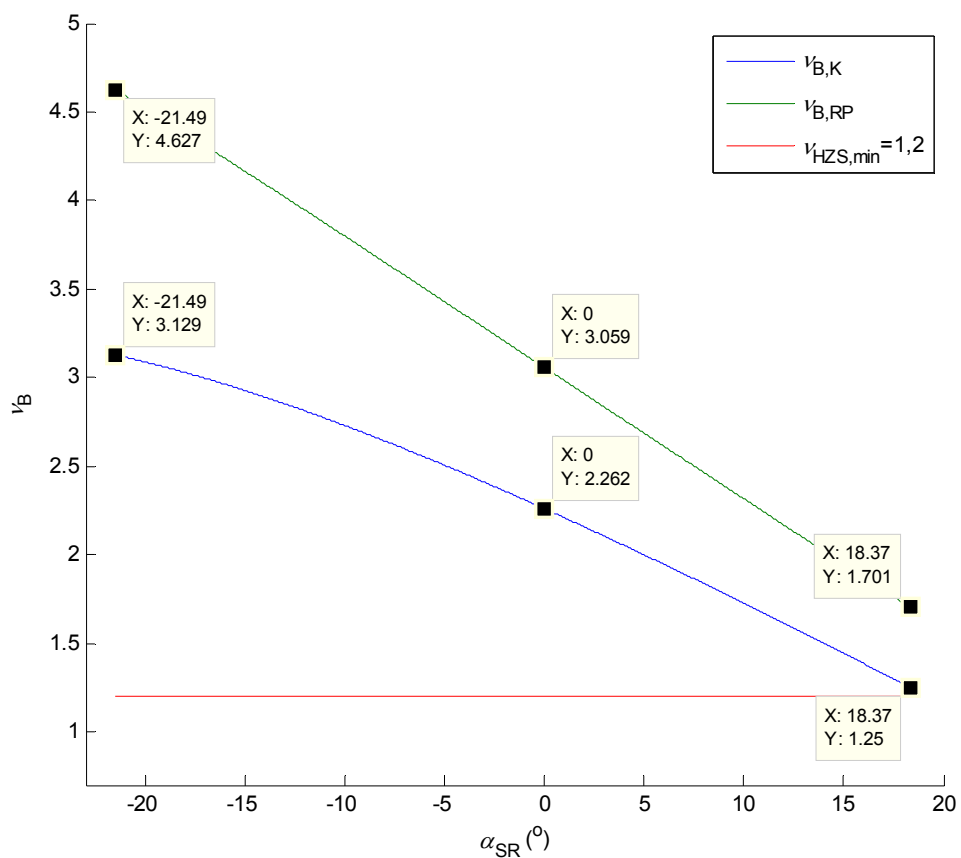
Слика 5.66. Модел М1_{ТАКРАФ} - СО НЗ2: степен сигурности против претурања НСР



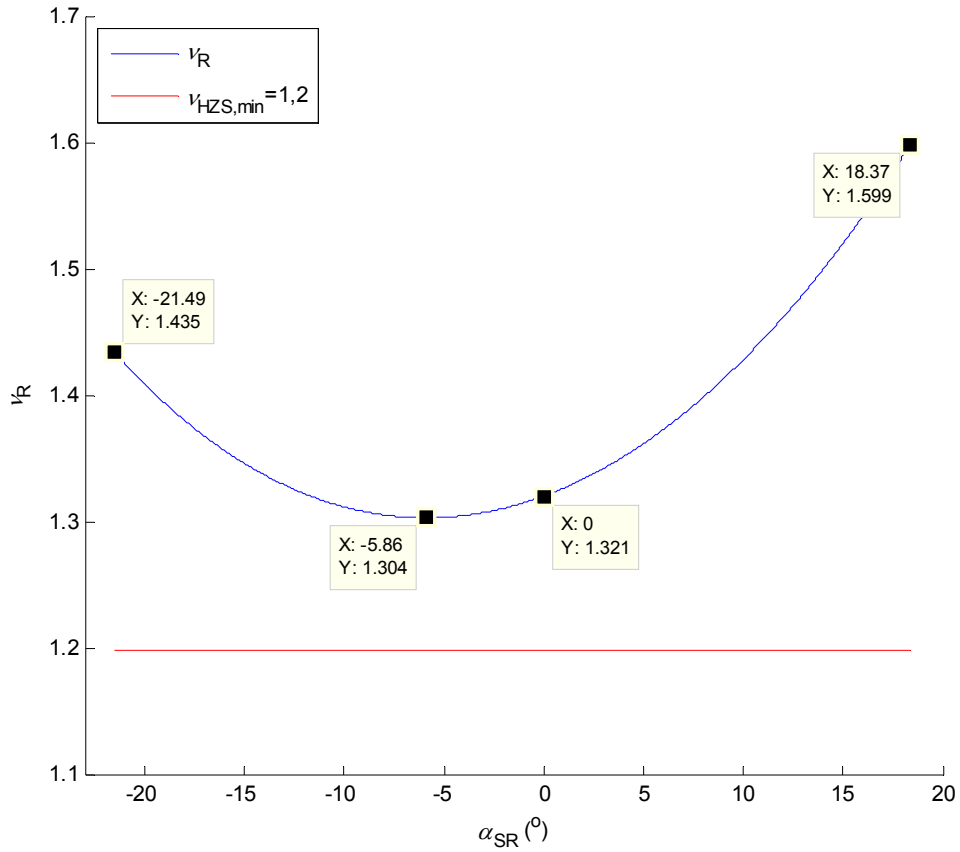
Слика 5.67. Модел М1_{ТАКРАФ} - СО НЗ2: степен сигурности против претурања НСБ



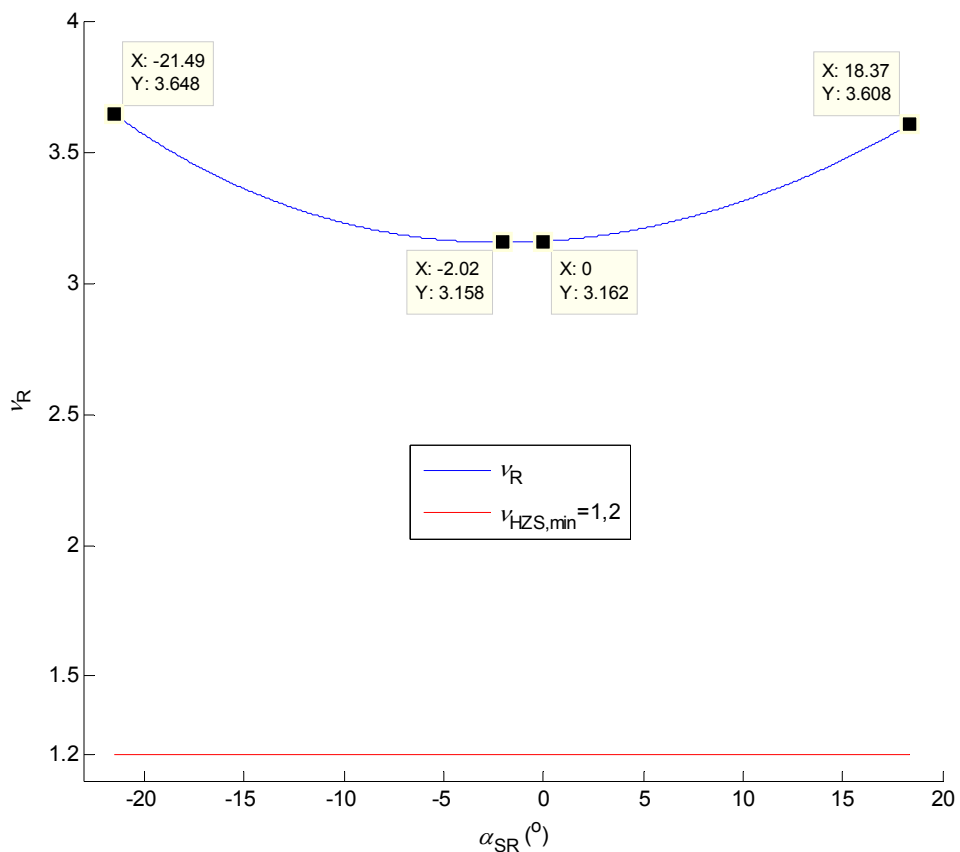
Слика 5.68. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZ3: степен сигурности против претурања НСБ



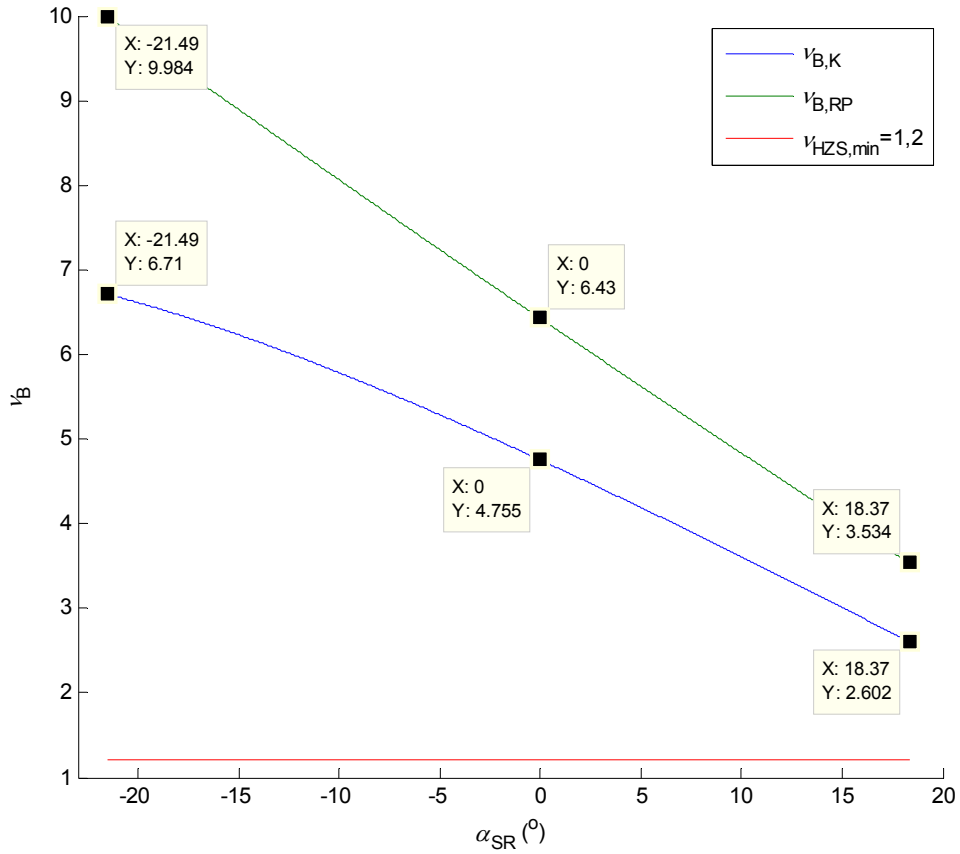
Слика 5.69. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS4: степен сигурности против претурања НСБ



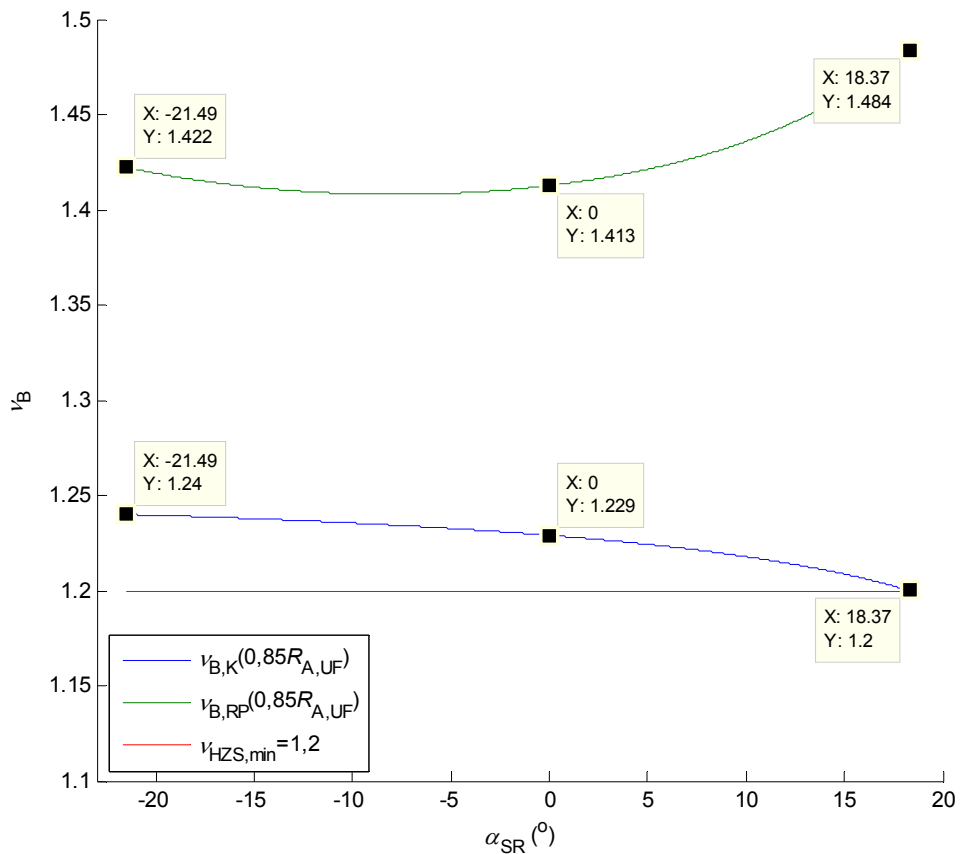
Слика 5.70. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS5: степен сигурности против претурања НСР



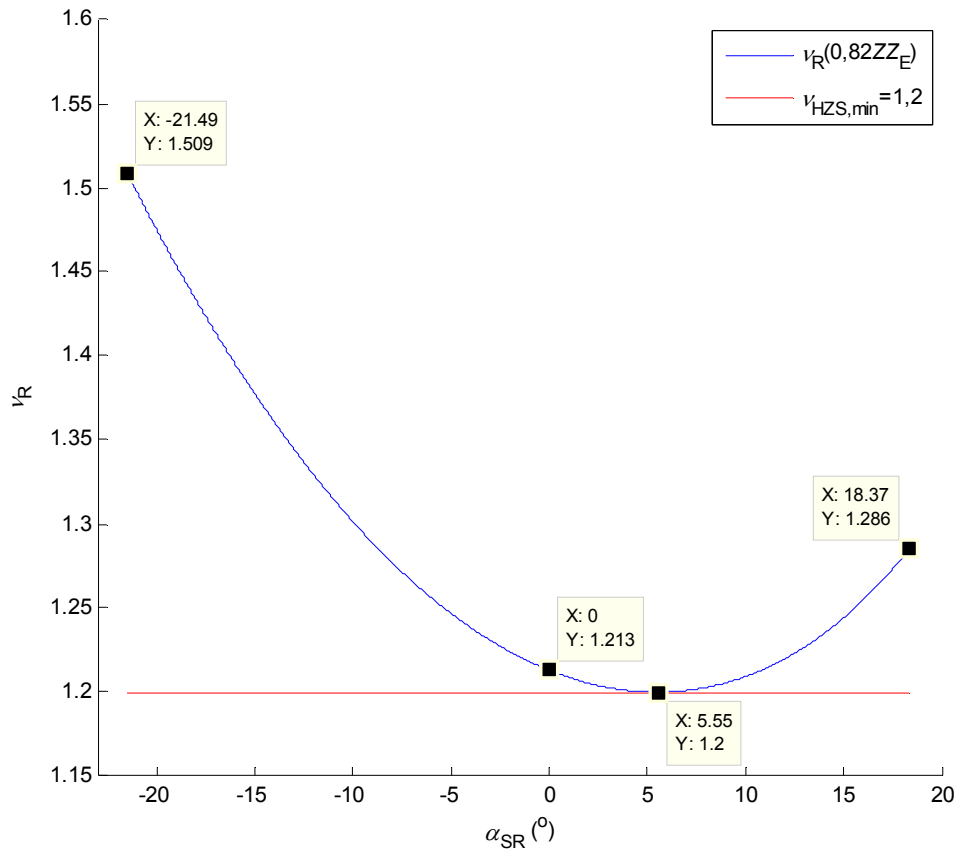
Слика 5.71. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS6: степен сигурности против претурања НСР



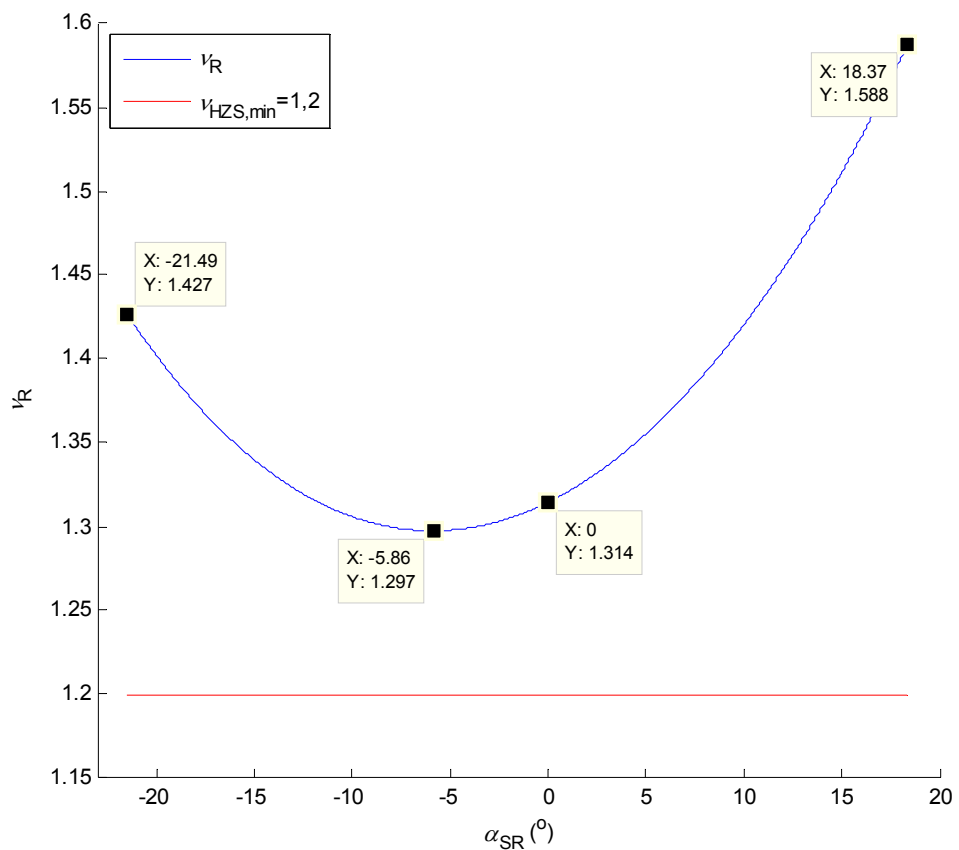
Слика 5.72. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS6: степен сигурности против претурања НСБ



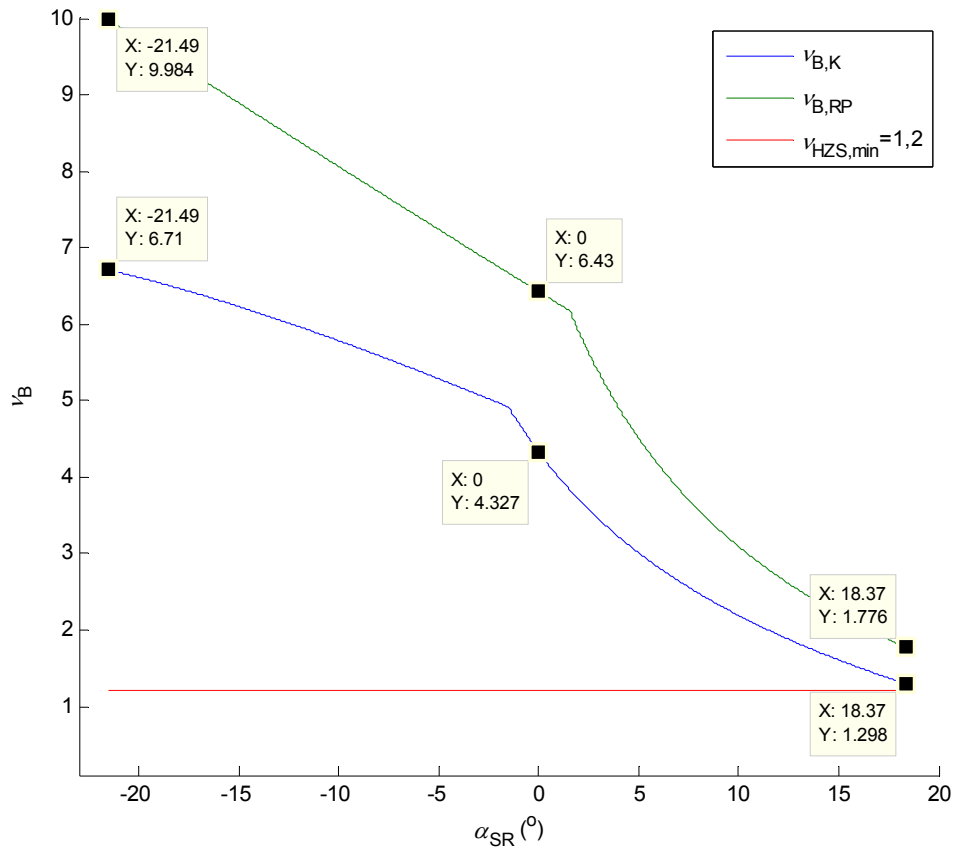
Слика 5.73. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS8: степен сигурности против претурања НСБ



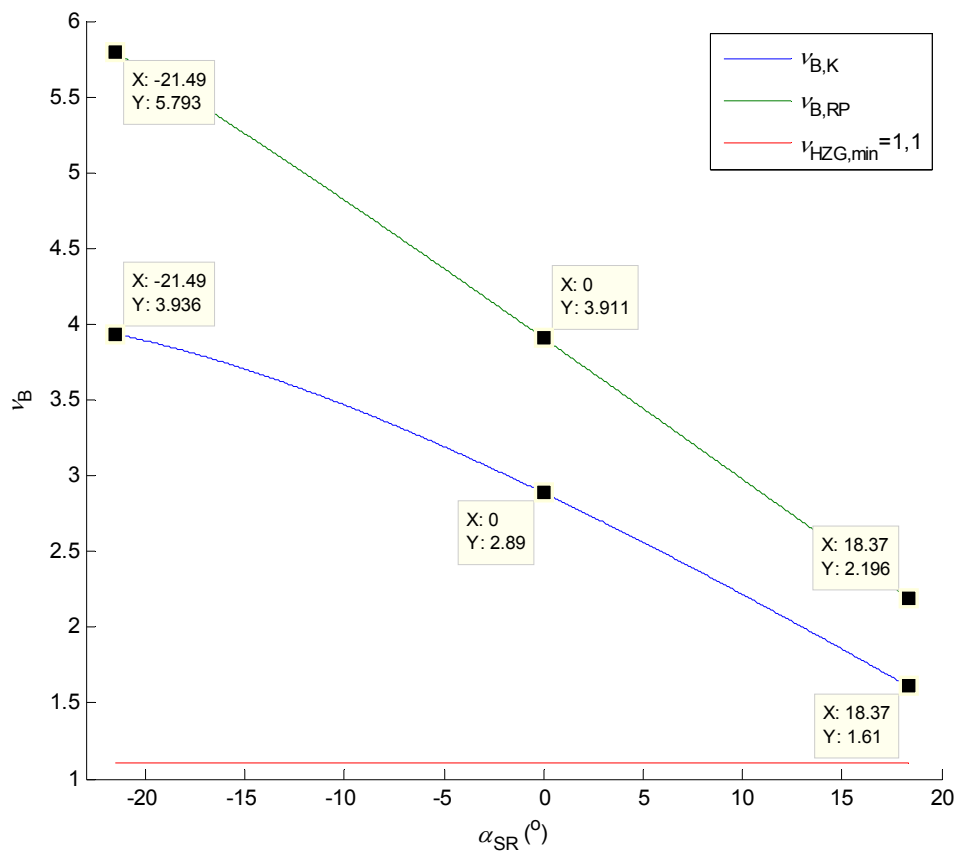
Слика 5.74. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS9: степен сигурности против претурања НСР



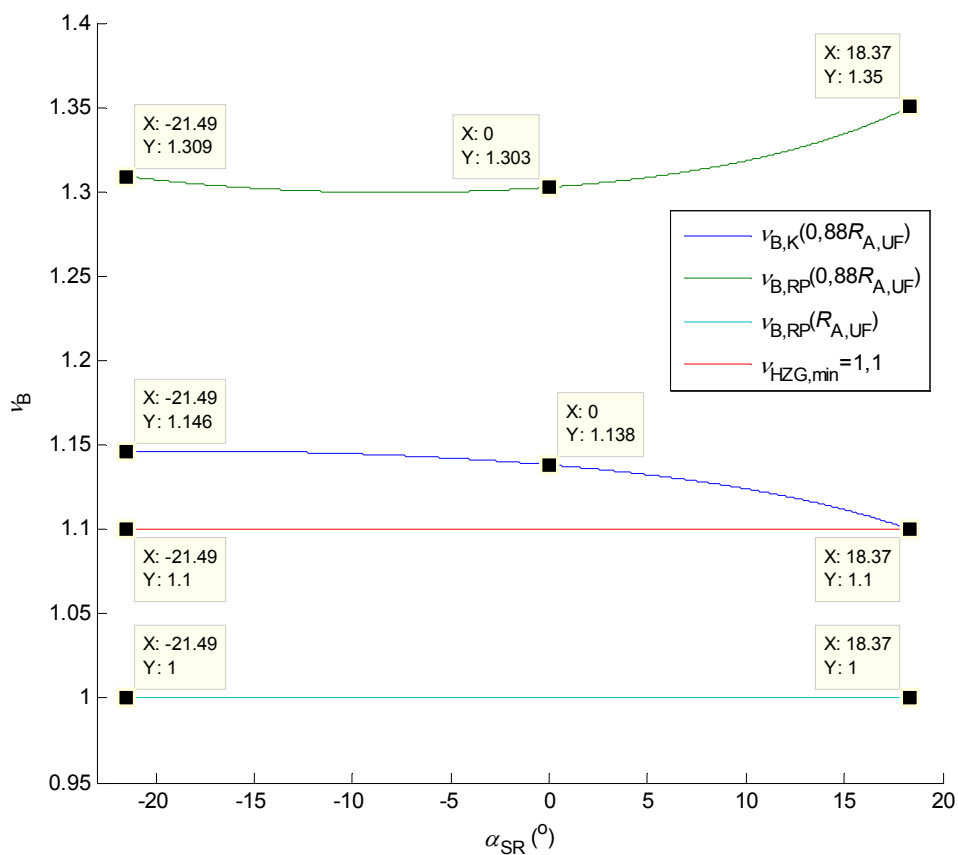
Слика 5.75. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS10: степен сигурности против претурања НСР



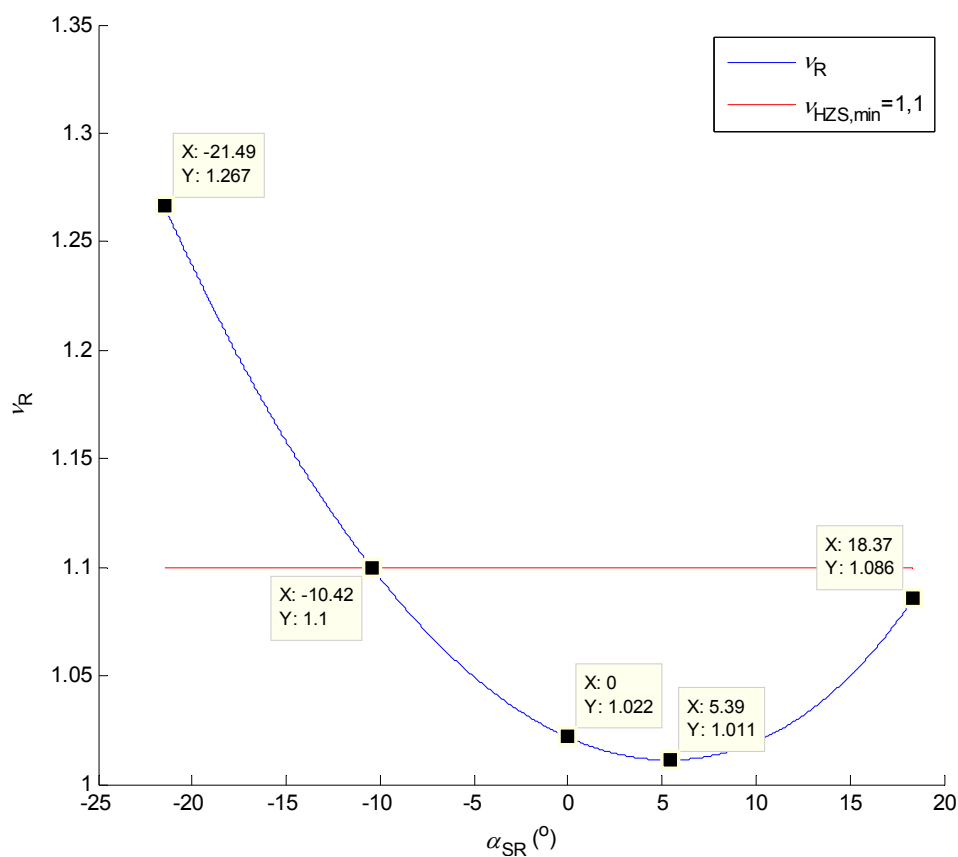
Слика 5.76. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZS10: степен сигурности против претурања НСБ



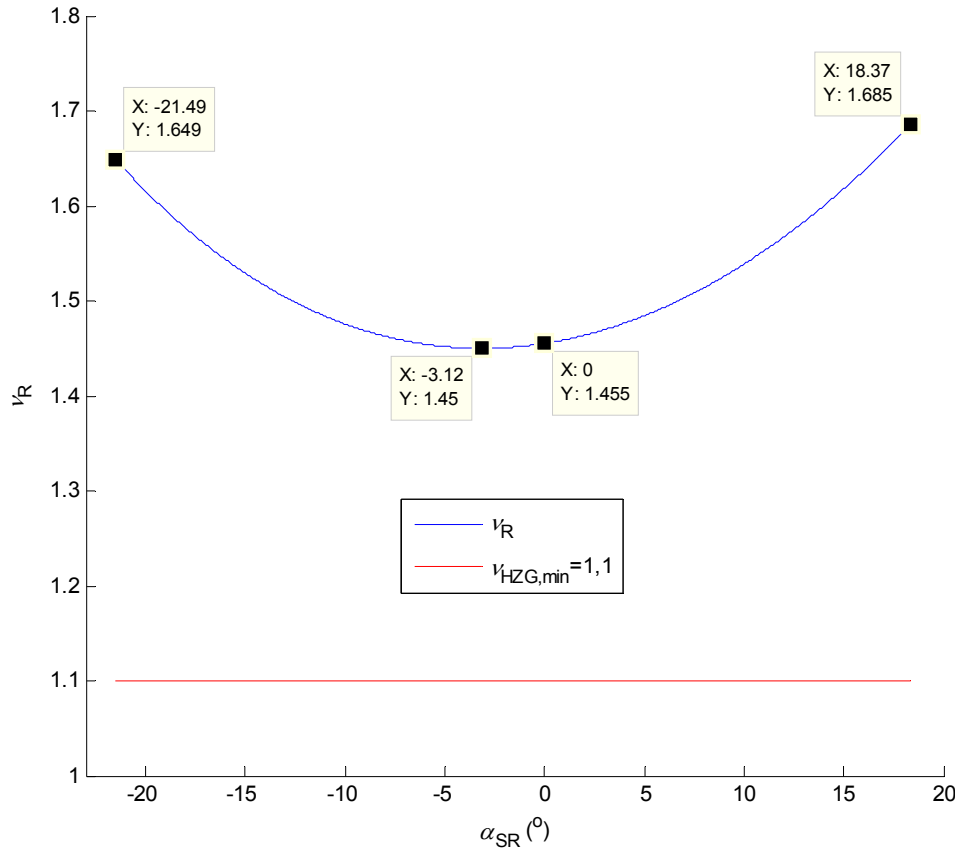
Слика 5.77. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZG12: степен сигурности против претурања НСБ



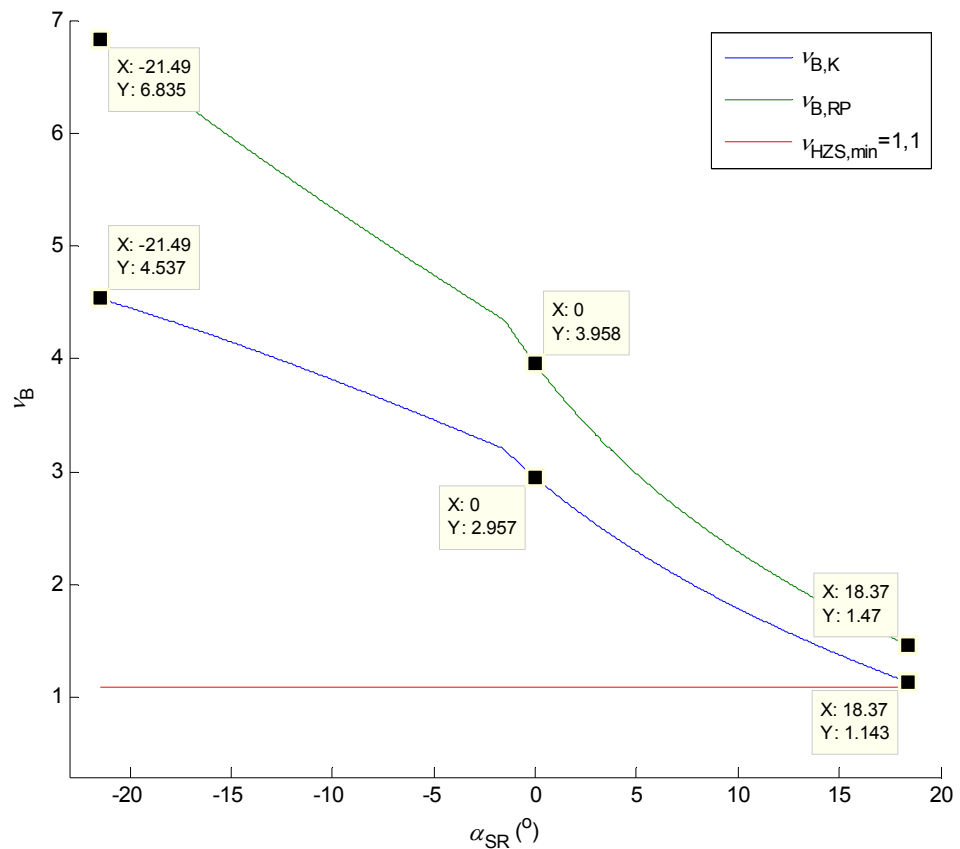
Слика 5.78. Модел $M1_{TAKRAF} - CO_{HZG13}$: степен сигурности против претурања НСБ



Слика 5.79. Модел $M1_{TAKRAF} - CO_{HZG14}$: степен сигурности против претурања НСР



Слика 5.80. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZG15: степен сигурности против претурања НСР



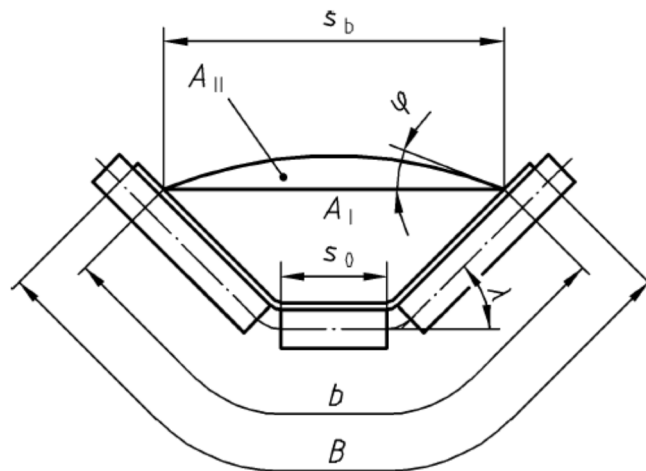
Слика 5.81. Модел M1_{TAKRAF} - CO HZG15: степен сигурности против претурања НСБ

Да би се извршило усклађивање са случајевима оптерећења предвиђеним стандардом DIN 22261-2, тежина материјала на траци 1 (активна дужина $L_1=43,472$ m) одређена је на основу израза:

$$F1 = p_{\text{ном}} L_1 = 7,28 \times 43,472 = 316,48 \text{ kN}; \quad \dots(5.39)$$

$$FF1 = p_{\text{макс}} L_1 = 9,46 \times 43,472 = 411,25 \text{ kN}. \quad \dots(5.40)$$

Према стандарду DIN 22261-2, одељак 3.2.1.3, површина попречног пресека уобичајеног материјала на траци 1 (номинална ширина траке $b_F=2,0$ m), слика 5.82, одређује се на следећи начин:



Слика 5.82. Попречни пресек уобичајеног материјала на траци 1 [8]

- прорачунска ширина траке:

$$b_N = 0,9b_F - 0,05 = 0,9 \times 2,0 - 0,05 = 1,75 \text{ m}; \quad \dots(5.41)$$

- меродавна ширина попречног пресека материјала:

$$s_b = s_0 + (b_N - s_0) \cos \lambda = 0,75 + (1,75 - 0,75) \cos 36^\circ = 1,559 \text{ m}, \quad \dots(5.42)$$

при чему је $s_0=0,75$ m дужина ролне, а $\lambda=36^\circ$ угао нагиба ролни, слика 5.82;

- површина воденог пресека материјала испод дужи s_b :

$$A_I = \frac{(s_0 + s_b)(b_N - s_0)}{4} \sin \lambda = \frac{(0,75 + 1,559)(1,75 - 0,75)}{4} \sin 36^\circ = 0,3393 \text{ m}^2; \quad \dots(5.43)$$

- површина кружног одсечка изнад дужи s_b :

$$A_{II} = \frac{s_b^2}{8 \sin^2 \varphi} \left(\frac{2\pi\varphi}{180^\circ} - \sin 2\varphi \right) = \frac{1,559^2}{8 \sin^2 20^\circ} \left[\frac{2\pi 20^\circ}{180^\circ} - \sin(2 \times 20^\circ) \right] = 0,1437 \text{ m}^2, \quad \dots(5.44)$$

при чему је $\varphi=20^\circ$ угао природног нагиба транспортованог материјала при обрушавању;

- укупна површина попречног пресека транспортованог материјала:

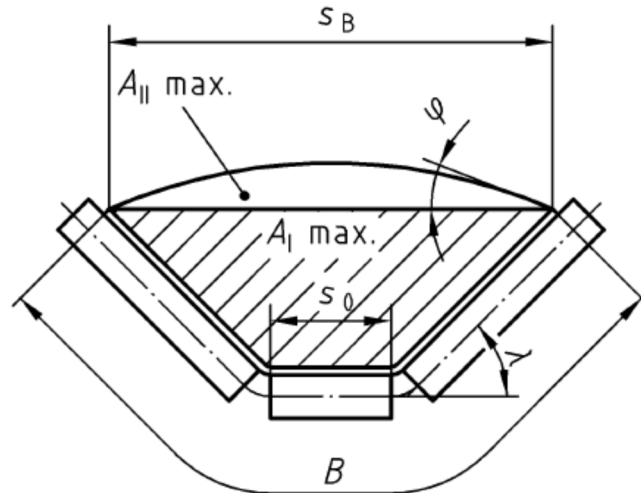
$$A = A_I + A_{II} = 0,3393 + 0,1437 = 0,4830 \text{ m}^2. \quad \dots(5.45)$$

Тежина материјала на траци 1 по јединици њене дужине одређује се на основу израза

$$f_1 = A \rho g \psi_1 = 0,4830 \times 1700 \times 9,81 \times 1,1 = 8860,1 \text{ N/m} = 8,86 \text{ kN/m}, \quad \dots(5.46)$$

у коме је $\psi_1 = 1,1$ динамички коефицијент.

Површина попречног пресека неуобичајеног материјала на траци 1, слика 5.83, одређује се на следећи начин:



Слика 5.83. Попречни пресек неуобичајеног материјала на траци 1 [8]

- меродавна ширина попречног пресека материјала:

$$s_b = s_0 + (b_f - s_0) \cos \lambda = 0,75 + (2,0 - 0,75) \cos 36^\circ = 1,761 \text{ m}, \quad \dots(5.47)$$

- површина воденог пресека материјала испод дужи s_b :

$$A_I = \frac{(s_0 + s_b)(b_f - s_0)}{4} \sin \lambda = \frac{(0,75 + 1,761)(2,0 - 0,75)}{4} \sin 36^\circ = 0,4613 \text{ m}^2;$$

...(5.48)

- површина кружног одсечка изнад дужи s_b :

$$A_{II} = \frac{s_b^2}{8 \sin^2 \varphi} \left(\frac{2\pi\varphi}{180^\circ} - \sin 2\varphi \right) = \frac{1,761^2}{8 \sin^2 20^\circ} \left[\frac{2\pi \times 20^\circ}{180^\circ} - \sin(2 \times 20^\circ) \right] = 0,1835 \text{ m}^2,$$

...(5.49)

- укупна површина попречног пресека транспортованог материјала:

$$A = A_I + A_{II} = 0,4613 + 0,1835 = 0,6448 \text{ m}^2. \quad \dots(5.50)$$

Тежина неуобичајеног материјала на траци 1 по јединици њене дужине одређује се на основу израза

$$ff_1 = A \rho g = 0,6448 \times 1700 \times 9,81 = 10753,3 \text{ N/m} = 10,75 \text{ kN/m}, \quad \dots(5.51)$$

Коначно, према стандарду DIN 22261-2, тежине материјала на траци 1 за оба разматрана случаја су:

$$F1 = f_1 L_1 = 8,86 \times 43,472 = 385,16 \text{ kN}; \quad \dots(5.52)$$

$$FF1 = ff_1 L_1 = 10,75 \times 43,472 = 467,32 \text{ kN.} \quad \dots(5.53)$$

Према стандарду TGL 13472, одељак 2.1.6., оптерећење изазвано кором на ротору одређује се на основу израза

$$V_0 = 15 \frac{1,3 n_k q \rho g}{100} = 15 \frac{1,3 \times 20 \times 1,3 \times 1700 \times 9,81}{100} = 84552 \text{ N} = 84,55 \text{ kN,} \quad \dots(5.54)$$

у коме је $n_k=20$ укупан број кашика на ротору, док је $q=1,3 \text{ m}^3$ прорачунска запремина кашике.

Према стандарду DIN 22261-2, одељак 3.2.1.5.2, тежина коре на ротору израчунава се на основу израза

$$V_0 = \frac{\pi D_R^2}{4} d \rho g = \frac{\pi 12^2}{4} 0,1 \times 1700 \times 9,81 = 188612 \text{ N} = 188,61 \text{ kN,} \quad \dots(5.55)$$

при чему је $D_R=12,0 \text{ m}$ пречник ротора, а $d=10 \text{ cm}=0,1 \text{ m}$ дебљина коре.

Оба стандарда, и TGL 13472 (одељак 2.1.6) и DIN 22261-2 (одељак 3.2.1.5.2), прописују оптерећење изазвано кором на траци 1 у износу од 10% тежине транспортованог материјала.

Према стандарду TGL 13472, одељак 2.1.3., оптерећење изазвано кором на левку ротора износи 15% од оптерећења изазваног његовим загушењем.

При одређивању оптерећења изазваног загушењем левка ротора стандард TGL 13472, одељак 2.2.2, меродавна запремина материјала износи 62,5% од прорачунске запремине левка. Са друге стране, стандард DIN 22261-2, одељак 3.2.1.6, не предвиђа умањење прорачунске запремине левка.

Оба стандарда, и TGL 13472 (одељак 2.1.9.3) и DIN 22261-2 (одељак 3.2.8.1.1), прописују да се интензитет интензитет силе резања, односно одговарајућег отпора резања, увећа за 1,3 у односу на номинални интензитет (интензитет одређен на основу номиналне снаге мотора).

Стандард TGL 13472, одељак 2.1.8.2, прописује вредности подужног (n_L) и попречног (n_Q) нагиба за машине на гусеницама („у раду“)

$$n_L = n_Q = 3\%. \quad \dots(5.56)$$

Дакле, при постојању и подужног и попречног нагиба, укупни нагиб износи

$$N = \sqrt{n_L^2 + n_Q^2} = \sqrt{0,03^2 + 0,03^2} = 0,0424, \text{ односно } N = 4,24\%, \quad \dots(5.57)$$

што одговара вредности коју је усвојио Takraf, табела 5.18. У одељку 2.2.9 прописане су вредности подужног ($n_{L,T}$) и попречног ($n_{Q,T}$) нагиба при транспорту,

$$n_{L,T} = n_{Q,T} = 5\%, \quad \dots(5.58)$$

што значи да укупни нагиб током транспорта износи

$$N_T = \sqrt{n_{L,T}^2 + n_{Q,T}^2} = \sqrt{0,05^2 + 0,05^2} = 0,0707, \text{ односно } N_T = 7\%. \quad \dots(5.59)$$

Стандард DIN 22261-2, одељак 3.2.6, прописује минималне вредности подужног (n_L) и попречног (n_Q) нагиба за машине на гусеницама („у раду“)

$$n_{L,\min} = n_{Q,\min} = 3,33\%. \quad \dots(5.60)$$

Дакле, при постојању и подужног и попречног нагиба, укупни нагиб износи

$$N_{\min} = \sqrt{n_{L,\min}^2 + n_{Q,\min}^2} = \sqrt{0,033^2 + 0,033^2} = 0,0471, \text{ односно } N = 4,7\%. \quad \dots(5.61)$$

Прописане минималне вредности подужног ($n_{L,T}$) и попречног ($n_{Q,T}$) нагиба при транспорту су

$$nn_{L,\min} (nn_{Q,\min}) = 1,2 n_{L,\min} (nn_{Q,\min}) = 1,2 \times 3,33 = 4,0\%, \quad \dots(5.62)$$

што значи да минимални укупни нагиб током транспорта износи

$$NN_{\min} = \sqrt{nn_{L,\min}^2 + nn_{Q,\min}^2} = \sqrt{0,04^2 + 0,04^2} = 0,057, \text{ односно } NN_{\min} = 5,7\%. \quad \dots(5.63)$$

У наставку анализе, усвојене су следеће вредности укупног нагиба одређеног на основу стандарда DIN 22261-2:

$$N = 5\% (0,05); \quad \dots(5.64)$$

$$NN = 7\% (0,07). \quad \dots(5.65)$$

Наведене вредности су у потпуној сагласности са вредностима прописаним од стране ЕПС у техничким условима за роторне багере SchRs 1400.

За разлику од стандарда TGL 13472, стандард DIN 22261-2 прописује и проверу статичке стабилности роторног багера у случају земљотреса. У наставку анализе усвојен је интензитет убрзања изазваног земљотресом $a = 0,5 \text{ m/s}^2$, што одговара вредности коефицијента $DD = 0,05$. Упоредни приказ оптерећења модела 1, одређених применом стандарда TGL 13472 (у даљем тексту: модел $M1_{TGL}$) и DIN 22261-2 (у даљем тексту: модел $M1_{DIN}$), дат је у табели 5.20. Уочава се да су интензитети оптерећења која делују на стрелу ротора ($F1$, $FF1$, $V0$ и $VV1$) модела $M1_{DIN}$ знатно већи него код модела $M1_{TGL}$ и $M1_{TAKRAF}$.

Дијаграми промене степена сигурности против претурања за варијанте оптерећења $M1_{TGL}$ и $M1_{DIN}$ начелно су истог карактера као и дијаграми промене степена сигурности за варијанту оптерећења $M1_{TAKRAF}$, који су приказани на сликама 5.64-5.81. С обзиром на чињеницу да модел 1 у све три варијанте оптерећења ($M1_{TAKRAF}$, $M1_{TGL}$, $M1_{DIN}$) представља пројектовано стање, односно жељену слику горње градње (маса 1052,928 t при укупној маси баласта од 178 t), прорачун минималних вредности степена сигурности за све три варијанте оптерећења изведен је, сагласно поступцима датим у [4,5] и за изведено (стварно) стање горње градње (кориговани модел 1: маса 1075,707 t при укупној маси баласта од 172 t). У табелама 5.21-5.24 дат је упоредни приказ минималних прорачунских степена сигурности против

претурања у референтним случајевима оптерећења, за све три варијанте оптерећења (M1_{TAKRAF}, M1_{TGL}, M1_{DIN}).

Табела 5.20. Оптерећења горње градње модела 1 (M1)

Оптерећење	M1 _{TAKRAF} (табела 5.18)	M1 _{TGL}	M1 _{DIN}
<i>E</i> (kN)	10329,58	10329,58	10329,58
<i>F1</i> (kN)	291,13	316,48	385,16
<i>FF1</i> (kN)	378,47	411,25	467,32
<i>V0</i> (kN)	73,58	84,55	188,61
<i>V1</i> (kN)	41,20	31,65	38,52
<i>V2</i> (kN)	44,15	32,81	-
<i>VV1</i> (kN)	218,76	218,76	350,02
<i>VV2</i> (kN)	-	-	-
<i>W_{L,PS1}</i> (kN)	92,80	92,80	92,80
<i>W_{L,PS2}</i> (kN)	77,50	77,50	77,50
<i>W_{L,PS3}</i> (kN)	10,89	10,89	10,89
<i>WW_{L,PS1}</i> (kN)	296,97	296,97	296,97
<i>WW_{L,PS2}</i> (kN)	248,00	248,00	248,00
<i>WW_{L,PS3}</i> (kN)	34,85	34,85	34,85
<i>N</i> (%)	4,25	5,00	5,00
<i>NN</i> (%)	7,00	7,00	7,00
<i>U</i> (kN)	466,00	605,80	605,80
<i>UU</i> (kN)	660,00	660,00	660,00
<i>DD</i> (%)	5,00	5,00	5,00
<i>Z0</i>	1000	1000	1000

Табела 5.21. Модел 1 (M1): степени сигурности против претурања НСР

Случај оптерећења	V _{DIN,min}	M1 _{TAKRAF}			M1 _{TGL}			M1 _{DIN}		
		положај стреле ротора	v	v _{min}	положај стреле ротора	v	v _{min}	положај стреле ротора	v	v _{min}
H1b	1,5	1	1,699		1	1,413		1	1,288	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,86^\circ$		1,678	$\alpha_{SR,vmin}=-5,88^\circ$		1,394	$\alpha_{SR,vmin}=-6,14^\circ$		1,270
HZ2	1,33	1	1,607		1	1,348		1	1,234	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,27^\circ$		1,590	$\alpha_{SR,vmin}=-5,38^\circ$		1,334	$\alpha_{SR,vmin}=-5,68^\circ$		1,219
HZS5	1,2	1	1,321		1	1,141		1	0,975	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,86^\circ$		1,304	$\alpha_{SR,vmin}=-5,85^\circ$		1,126	$\alpha_{SR,vmin}=-6,24^\circ$		0,960
HZS6	1,2	1	3,162		1	2,957		1	2,483	
		$\alpha_{SR,vmin}=-2,02^\circ$		3,158	$\alpha_{SR,vmin}=-1,46^\circ$		2,955	$\alpha_{SR,vmin}=-2,75^\circ$		2,476
HZS10	1,2	1	1,314		1	1,281		1	1,178	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,86^\circ$		1,297	$\alpha_{SR,vmin}=-5,54^\circ$		1,267	$\alpha_{SR,vmin}=-5,81^\circ$		1,163
HZG14	1,1	1	1,022		1	1,009		1	1,009	
		$\alpha_{SR,vmin}=5,39^\circ$		1,011	$\alpha_{SR,vmin}=5,28^\circ$		0,992	$\alpha_{SR,vmin}=5,28^\circ$		0,992
HZG15	1,1	1	1,455		1	1,239		1	1,141	
		$\alpha_{SR,vmin}=-3,12^\circ$		1,450	$\alpha_{SR,vmin}=-3,54^\circ$		1,234	$\alpha_{SR,vmin}=-3,89^\circ$		1,135

Табела 5.22. Кориговани модел 1 (M1_{COR}): степени сигурности против претурања НСР

Случај оптерећења	V _{DIN,min}	M1 _{COR,TAKRAF}			M1 _{COR,TGL}			M1 _{COR,DIN}		
		положај стреле ротора	v	v _{min}	положај стреле ротора	v	v _{min}	положај стреле ротора	v	v _{min}
H1b	1,5	1	1,692		1	1,407		1	1,283	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,87^\circ$		1,670	$\alpha_{SR,vmin}=-5,89^\circ$		1,388	$\alpha_{SR,vmin}=-6,15^\circ$		1,265
HZ2	1,33	1	1,600		1	1,342		1	1,229	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,28^\circ$		1,584	$\alpha_{SR,vmin}=-5,40^\circ$		1,328	$\alpha_{SR,vmin}=-5,69^\circ$		1,215
HZS5	1,2	1	1,316		1	1,136		1	0,971	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,87^\circ$		1,299	$\alpha_{SR,vmin}=-5,86^\circ$		1,122	$\alpha_{SR,vmin}=-6,25^\circ$		0,957
HZS6	1,2	1	3,143		1	2,937		1	2,468	
		$\alpha_{SR,vmin}=-2,05^\circ$		3,138	$\alpha_{SR,vmin}=-1,51^\circ$		2,935	$\alpha_{SR,vmin}=-2,78^\circ$		2,461
HZS10	1,2	1	1,309		1	1,276		1	1,173	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,87^\circ$		1,293	$\alpha_{SR,vmin}=-5,55^\circ$		1,261	$\alpha_{SR,vmin}=-5,82^\circ$		1,159
HZG14	1,1	1	1,018		1	1,006		1	1,006	
		$\alpha_{SR,vmin}=5,36^\circ$		1,008	$\alpha_{SR,vmin}=5,25^\circ$		0,996	$\alpha_{SR,vmin}=5,25^\circ$		0,996
HZG15	1,1	1	1,446		1	1,232		1	1,135	
		$\alpha_{SR,vmin}=-3,15^\circ$		1,441	$\alpha_{SR,vmin}=-3,57^\circ$		1,227	$\alpha_{SR,vmin}=-3,92^\circ$		1,129

Табела 5.23. Модел 1 (M1): степени сигурности против претурања НСБ
(положај стреле ротора: 2)

Случај оптерећења	V _{DIN,min}	M1 _{TAKRAF}		M1 _{TGL}		M1 _{DIN}	
		V _{min}					
		K ¹⁾	РП ²⁾	К	РП	К	РП
H1b	1,5	1,820	2,485	1,471	2,009	1,471	2,009
HZ2	1,33	1,522	2,080	1,270	1,735	1,270	1,735
HZ3		1,610	2,196	1,493	2,034	1,493	2,034
HZS4	1,2	1,250	1,701	1,250	1,701	1,250	1,701
HZS6		2,602	3,534	2,309	3,135	2,309	3,135
HZS10		1,298	1,776	1,221	1,669	1,221	1,669
HZG12	1,1	1,610	2,196	1,493	2,034	1,493	2,034
HZG15		1,143	1,470	0,995	1,271	0,995	1,271

¹⁾ У равни радиаксијалног лежаја

²⁾ У равни распадне плоче

Табела 5.24. Кориговани модел 1 (M1_{COR}): степени сигурности против претурања НСБ
(положај стреле ротора: 2)

Случај оптерећења	V _{DIN,min}	M1 _{COR,TAKRAF}		M1 _{COR,TGL}		M1 _{COR,DIN}	
		V _{min}					
		K ¹⁾	РП ²⁾	К	РП	К	РП
H1b	1,5	1,982	2,695	1,602	2,179	1,602	2,179
HZ2	1,33	1,659	2,257	1,384	1,884	1,384	1,884
HZ3		1,755	2,382	1,626	2,207	1,626	2,207
HZS4	1,2	1,360	1,844	1,360	1,844	1,360	1,844
HZS6		2,826	3,824	2,506	3,390	2,506	3,390
HZS10		1,416	1,929	1,331	1,812	1,331	1,812
HZG12	1,1	1,755	2,382	1,626	2,207	1,626	2,207
HZG15		1,242	1,591	1,081	1,376	1,081	1,376

¹⁾ У равни радиаксијалног лежаја

²⁾ У равни распадне плоче

Усаглашавање основних пројектованих параметара статичке стабилности горње градње (маса и положај тежишта) са изведеним стањем (увођење корективне масе и промена пројектоване масе баласта), довело је до промене вредности степена сигурности против претурања:

- степени сигурност против претурања НСР изведеног стања горње градње нижи су од одговарајућих степена сигурности њеног пројектованог стања, табеле 5.21 и 5.22;

- степени сигурност против претурања НСБ изведеног стања горње градње виши су од одговарајућих степена сигурности њеног пројектованог стања, табеле 5.23 и 5.24.

Основни узроци наведених промена вредности степена сигурности против претурања су:

- смањење укупне пројектоване масе баласта са 178 t на 172 t;
- знатно већа прорачунска маса коре на ротору коју прописује DIN 22261-2 (19,2 t) у односу на вредност коју прописује TGL 13472 (8,6 t), односно вредност коју је усвојио Takraf (7,5 t);
- знатно већа прорачунска маса материјала у загушеном левку ротора коју прописује DIN 22261-2 (35,7 t) у односу на вредност коју прописује TGL 13472 и коју је усвојио Takraf (22,3 t).

На основу анализе минималних вредности степена сигурности против претурања за пројектовано стање горње градње, табеле 5.21 и 5.23, закључује се следеће:

- највеће минималне вредности степена сигурности против претурања и НСР и НСБ има модел $M1_{TAKRAF}$, а најмање модел $M1_{DIN}$, што је последица већих интензитета оптерећења израчунатих сагласно стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2, табела 5.20;
- у равни распадне плоче, минималне вредности степена сигурности против губитка статичке стабилности значајно су веће од минималних вредности прописаних стандардом DIN 22261-2, за све анализираних моделе, табела 5.23;
- модел $M1_{TAKRAF}$ задовољава критеријуме статичке стбилности НСР прописане стандардом DIN 22261-2, у свим случајевима оптерећења, осим у СО HZG14, табела 5.21, када се спречавање губитка статичке стабилности остварује кукама-хватаљкама;
- модел $M1_{TAKRAF}$ задовољава критеријуме статичке стбилности НСБ прописане стандардом DIN 22261-2, у свим случајевима оптерећења, табела 5.23;
- минималне вредности степена сигурности против претурања НСР модела $M1_{TGL}$ у СО H1b и HZS5 ниже су од минималних вредности које прописује стандард DIN 22261-2: за 7,1% и 6,2%, респективно, табела 5.21;
- у СО HZG14 модел $M1_{TGL}$ не задовољава критеријум статичке стабилности НСР, табела 5.21, чији се губитак спречава активирањем хватаљки;
- у равни радиаксијалног лежаја, минималне вредности степена сигурности НСБ модела $M1_{TGL}$ у СО H1b и HZ2 ниже су од минималних вредности прописаних

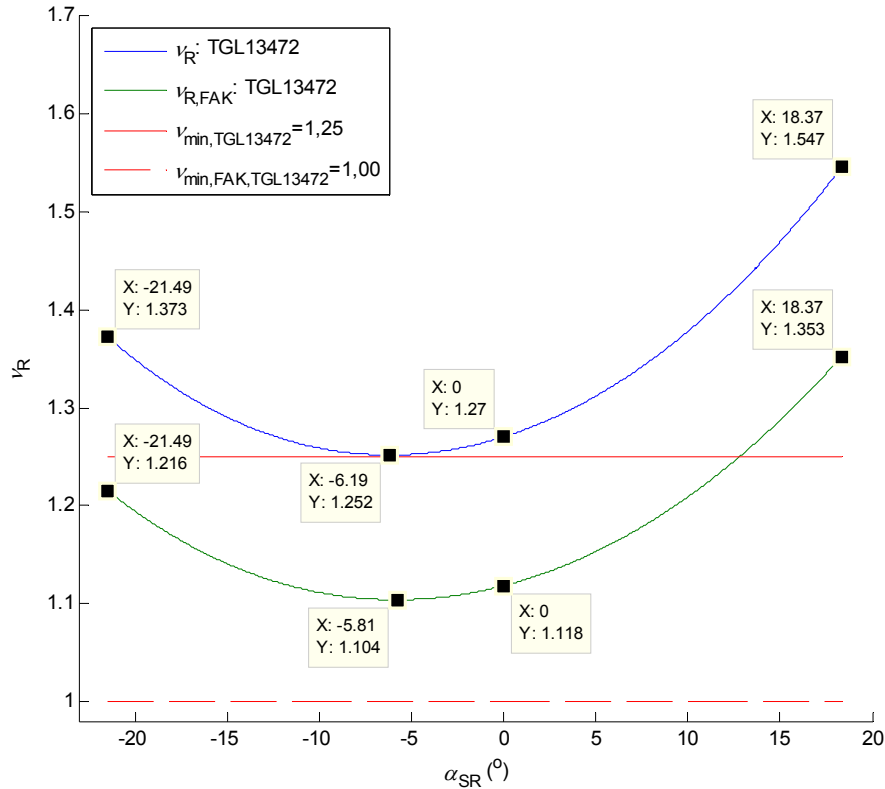
стандардом DIN 22261-2 за 1,9% и 4,5% респективно, табела 5.23, што, са инжењерског становишта представља прихватљиво одступање;

- модел $M1_{TGL}$ у CO HZG15 не задовољава критеријум статичке стабилности НСБ у равни радиаксијалног лежаја, табела 5.23, која се обезбеђује активирањем хватаљки;
- минималне вредности степена сигурности НСР модела $M1_{DIN}$ у CO H1b, HZ2 и HZS10 ниже су од минималних вредности прописаних стандардом DIN 22261-2 за 15,3%, 8,4% и 3,1% респективно, табела 5.23;
- у CO HZS5 и HZG14 модел $M1_{DIN}$ не задовољава критеријум статичке стабилности НСР, табела 5.23, чији се губитак спречава активирањем хватаљки.

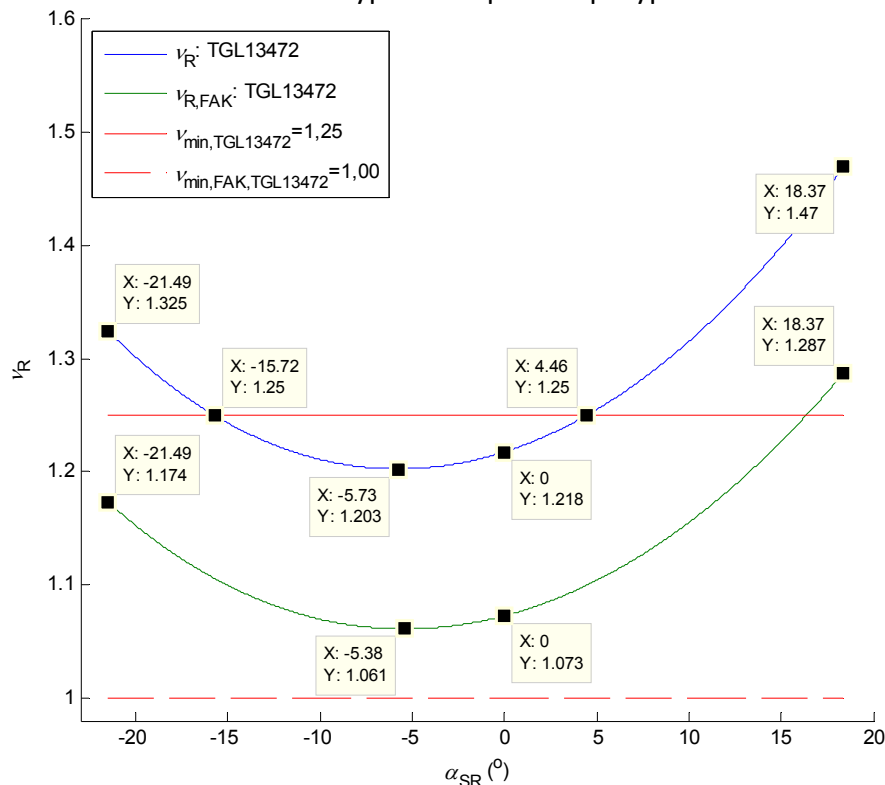
С обзиром на чињеницу да су за модел изведеног стања $M1_{COR,DIN}$ вредности степена сигурности против претурања најниже, табеле 5.22 и 5.24, у наставку разматрања извршена је њихова анализа:

- степени сигурности против претурања НСБ у равни распадне плоче значајно су виши од минималних вредности прописаних стандардом DIN 22261-2, табела 5.24;
- минималне вредности степена сигурности против претурања НСР у CO HZS6 и HZG15 веће су од минималних вредности прописаних стандардом DIN 22261-2, табела 5.22;
- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР за CO H1b мања је за 15,7% у односу на вредност коју прописује стандард DIN 22261-2, табела 5.22; међутим, уколико се изврши прорачун по процедурама које прописује стандард TGL 13472, сагласно изразима (5.11) и (5.12), уз истовремено усклађивање оптерећења на траци 1 са оптерећењем које прописује поменути стандард (тежина терета на траци 1: $1,3 \times 316,48 = 411,42$ kN), закључује се да горња градња има задовољавајућу сигурност против претурања, слика 5.84;
- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР за CO HZ2 мања је за 8,7% у односу на вредност коју прописује стандард DIN 22261-2, табела 5.22; уколико се поступи на исти начин као и у претходном случају оптерећења (CO H1b) закључује се да горња градња има задовољавајућу сигурност против претурања, слика 5.85, јер је задовољен услов дефинисан изразом (5.12), сагласно стандарду TGL 13472;
- вредност степена сигурности против претурања НСР за CO HZS5 мања је од један, што је последица чињенице да је према стандарду DIN 22261-2 маса материјала у

загушеном левку ротора 35,7 t, док поменућа маса према стандарду TGL 13472 износи 22,3 t; уколико се усвоји та вредност (22,3 t) поменуће масе, онда је минимална вредност степена сигурности нижа за 6,5% од минималне вредности прописане стандардом DIN 22261-2, табела 5.22 (модел M1_{COR,TGL});

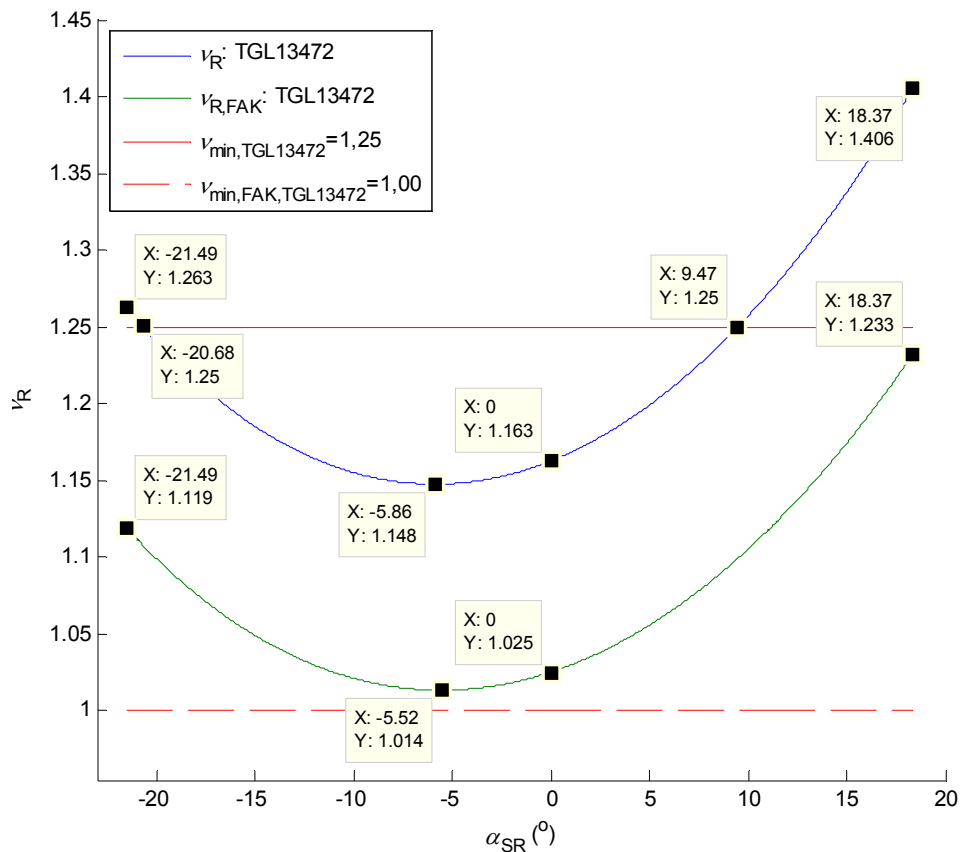


Слика 5.84. M1_{COR,DIN} - CO H1b према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР



Слика 5.85. M1_{COR,DIN} - CO H22 према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР

- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР за СО HZS10 мања је за 3,4% у односу на вредност коју прописује стандард DIN 22261-2, табела 5.22; уколико се поступи на исти начин као и у СО H1b и HZ2, закључује се да горња градња има задовољавајућу сигурност против претурања, слика 5.86, јер је задовољен услов дефинисан изразом (5.12), сагласно стандарду TGL 13472;
- у СО HZG14 модел $M1_{COR,DIN}$ не задовољава критеријум статичке стабилности НСР, табела 5.22, чији се губитак спречава активирањем хватаљки;
- у СО HZG15 модел $M1_{COR,DIN}$ минимална вредност степена сигурности против претурања НСБ нижа је за 1,7% од минималне вредности прописане стандардом DIN 22261-2НСР, табела 5.24, што је са инжењерског аспекта прихватљиво одступање.



Слика 5.86. $M1_{COR,DIN}$ - СО HZS10 према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР

На основу изложених резултата и њихове критичке анализе, закључује се да услови обезбеђења статичке стабилности багера (активирање хватаљки у екстремним ситуацијама) не угрожавају његове техничко-технолошке карактеристике.

5.3.2.2 Стабилност горње градње багера SRs 2000: „Тамнава-Западно Поље“ (модел 5)

Модел 5 (у даљем тексту: М5) формиран је на основу 3Д модела горње градње багера SRs 2000 ангажованог на експлоатацији јаловине на ПК „Тамнава – Западно Поље“. Подаци о основним параметрима статичке стабилности модела М5, као и модела М5_{COR}, добијеног усаглашавањем са изведеним стањем, наведени су у табели 5.25.

Табела 5.25. Основни параметри статичке стабилности модела М5 и М5_{COR} при укупној маси баласта 172,0 t (СР хоризонтална)

Део	Величина	Модел 5	Кориговани модел 5
ПС1	m (t)	420,534	420,534
	x_3 (m)	-27,158	-27,158
	y_3 (m)	-0,484	-0,484
	z_3 (m)	8,942	8,942
ПС2	m (t)	494,157	494,157
	x_3 (m)	26,001	26,001
	y_3 (m)	0,101	0,101
	z_3 (m)	16,716	16,716
ПС3	m (t)	119,020	119,020
	x_3 (m)	0,399	0,399
	y_3 (m)	0,052	0,052
	z_3 (m)	1,575	1,575
КМ ¹⁾	m (t)	-	41,996
	x_3 (m)	-	-3,439
	y_3 (m)	-	1,409
	z_3 (m)	-	9,461
ГГ	m (t)	1033,711	1075,707
	x_3 (m)	1,427	1,237
	y_3 (m)	-0,143	-0,082
	z_3 (m)	11,810	11,718

¹⁾ Корективна маса

С обзиром на чињеницу да модел М5_{COR} репрезентује изведено стање горње градње, његови параметри усвајају се као величине меродавне за доказ статичке стабилности. Стабилност горње градње обезбеђује њена сопствена тежина:

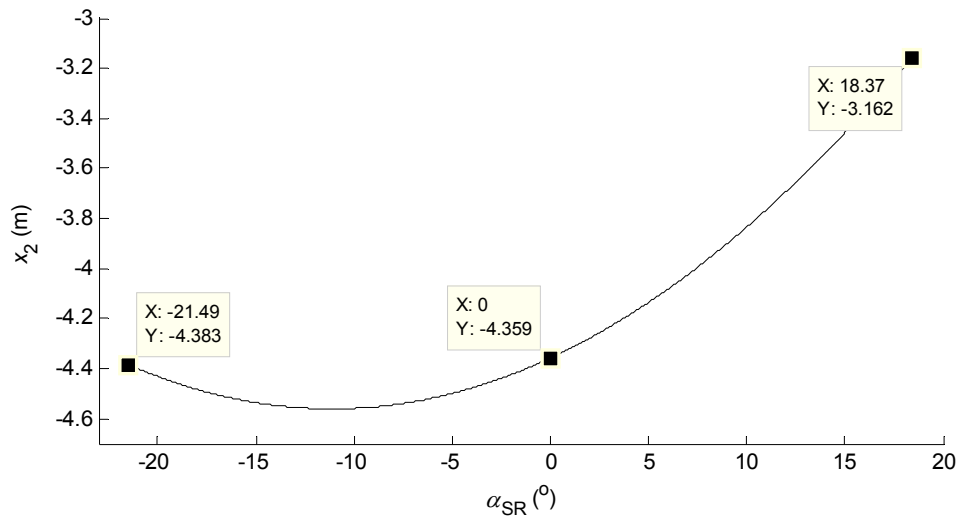
- у равни распадне плоче (РП)

$$E_{M5,COR,RP} = (m_{PS1} + m_{PS2} + m_{COR})g = (420,534 + 494,157 + 41,996) \times 9,81 = 9385,10 \text{ kN}; \quad \dots(5.66)$$

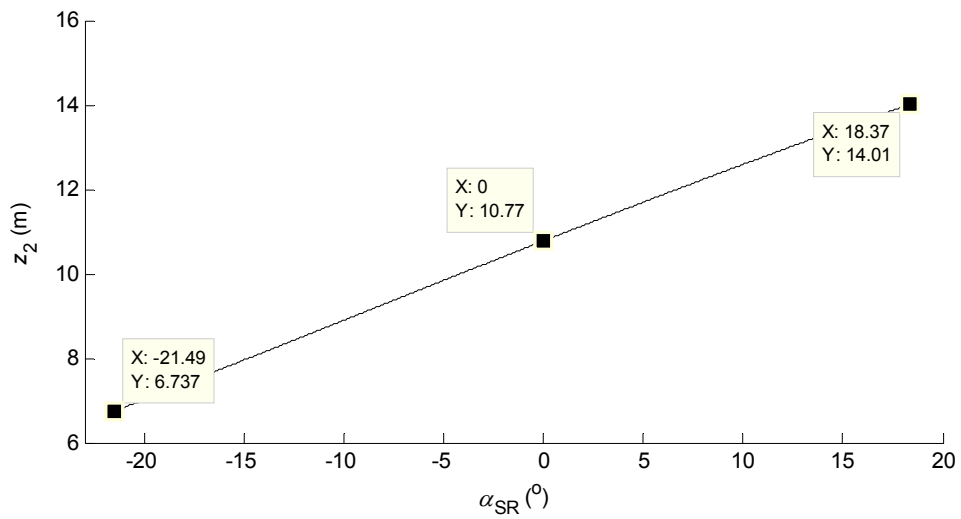
- у равни радиаксијалног лежаја (К)

$$E_{M5,COR,K} = E_{M5,COR,RP} + m_{PS3}g = 9385,1 + 119,020 \times 9,81 = 10552,69 \text{ kN}. \quad \dots(5.67)$$

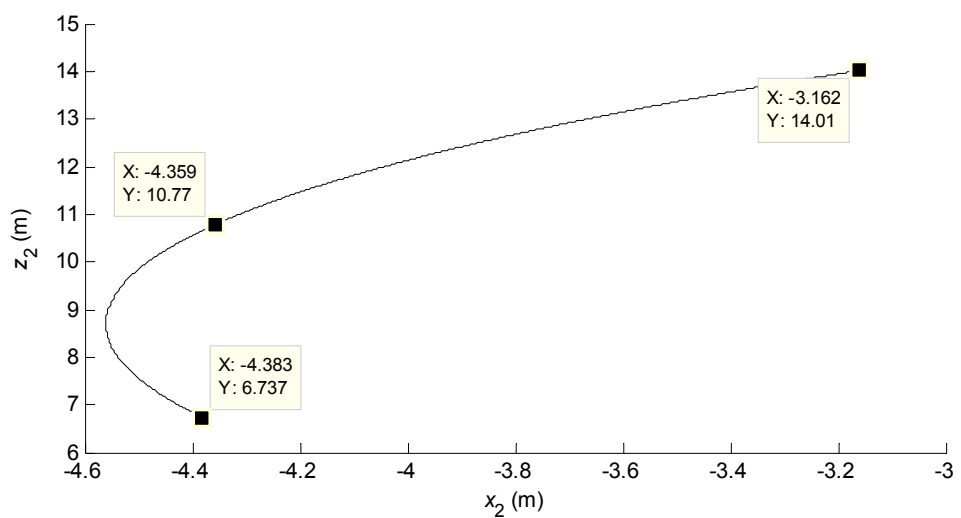
Зависност положаја тежишта горње градње приказана је на сликама 5.87 и 5.88.



(a)

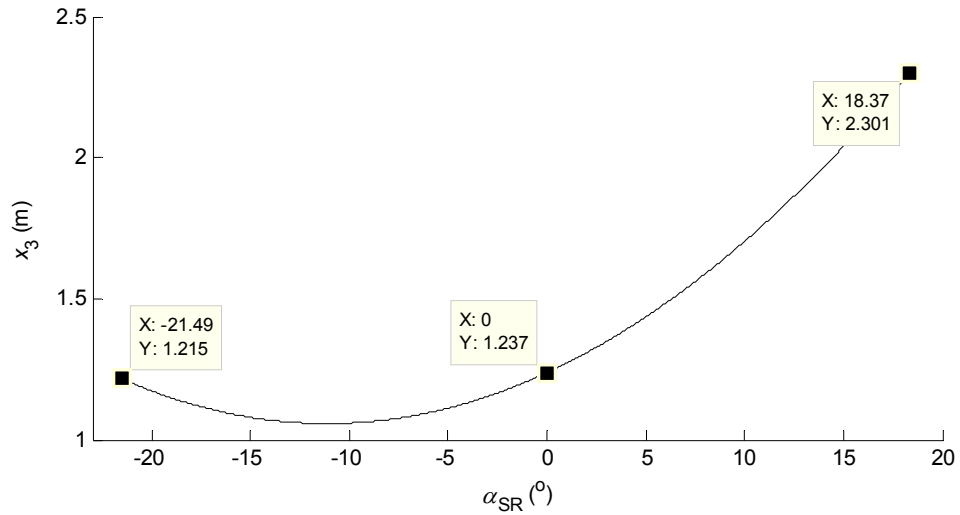


(б)

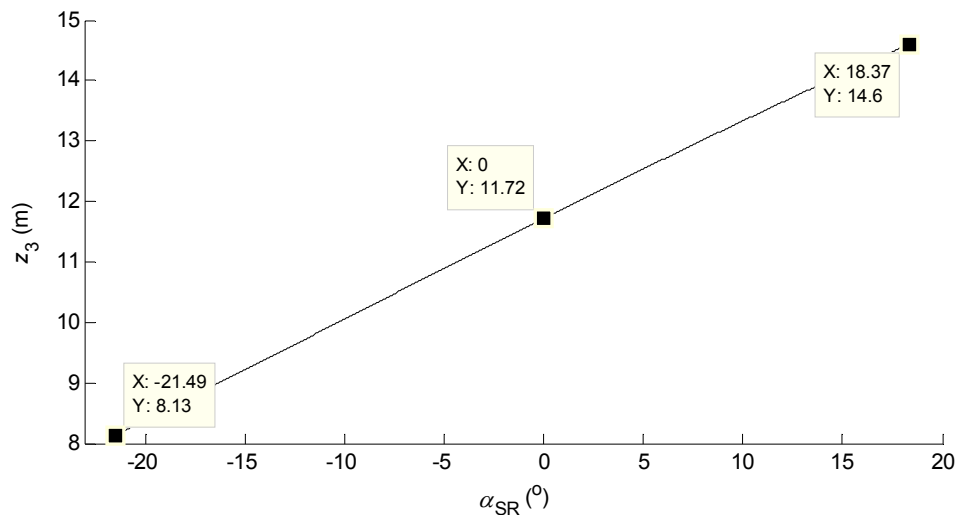


(в)

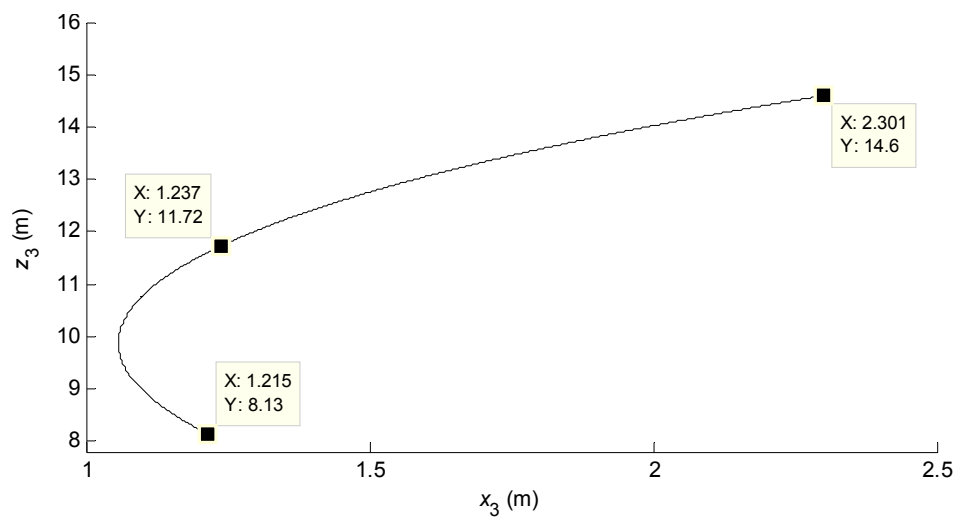
Слика 5.87. Модел $M5_{COR}$: апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $E_{M5,COR,RP}$



(a)



(б)

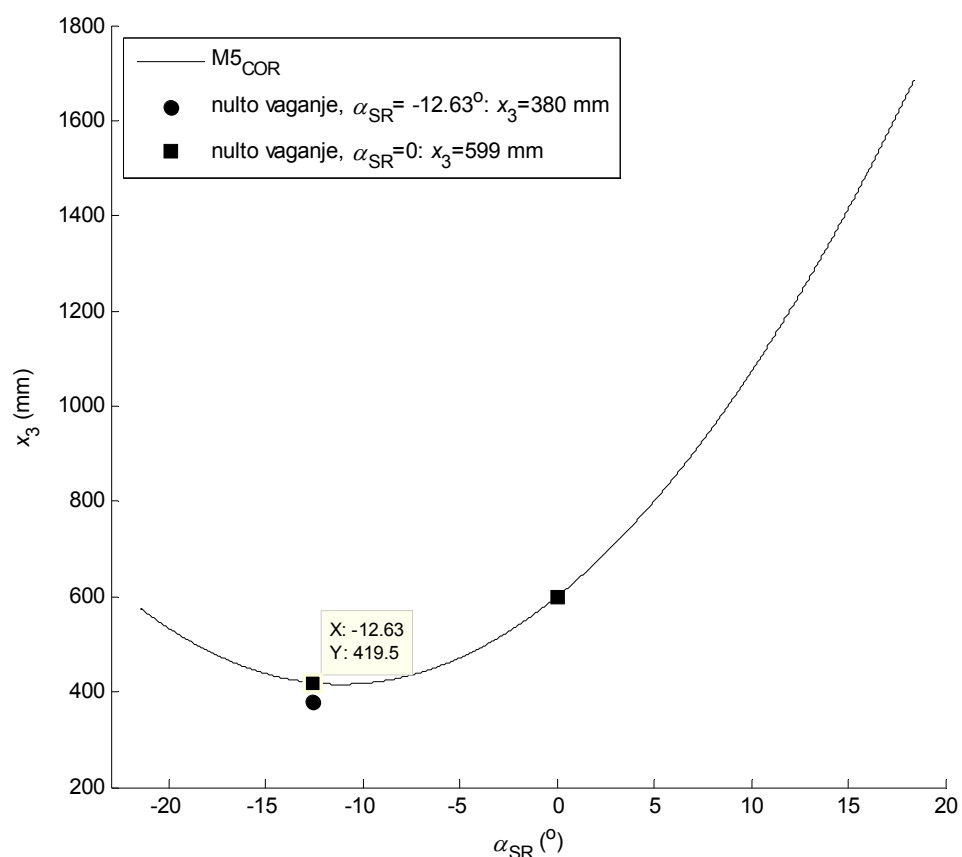


(в)

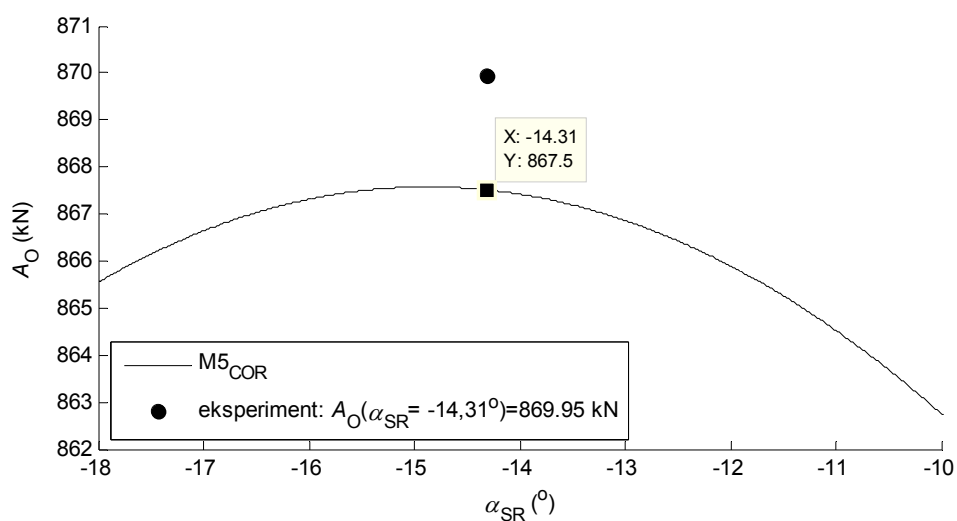
Слика 5.88. Модел M5_{COR}: апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $E_{M5,COR,K}$

Валидација модела M5_{COR} извршена је на два начина и то:

- упоређивањем апсцисе тежишта у мерним положајима током нултог вагања, слика 5.89;
- упоређивањем интензитета прорачунске силе налегања при којој долази до отварања распадне плоче са експериментално одређеним интензитетом поменуте силе, слика 5.90.



Слика 5.89. Апсциса средишта маса горње градње коригованог модела 5 и резултати нултог вагања



Слика 5.90. Силе налегања ротора при отварању распадне плоче: кориговани модел 5 и експеримент

На основу анализе презентираних резултата, закључује се следеће:

- маса коригованог прорачунског модела 5 једнака је маси горње градње одређеној на основу резултата нултог вагања, израз (5.3);
- при хоризонталном положају СР, апсциса тежишта горње градње коригованог модела 5 једнака је апсциси тежишта горње градње одређеној на основу резултата нултог вагања, табела 5.25, израз (5.4);
- при доњем мерном положају стреле ротора ($\alpha_{SR}=-12,63^\circ$), апсциса тежишта коригованог модела 5 већа је за 39,5 mm од апсцисе тежишта горње градње одређене на основу резултата нултог вагања, слика 5.89;
- интензитет силе налегања при којој долази до отварања распадне плоче мањи је од експериментално одређеног интензитета поменуте силе за:

$$\frac{A_{O,E} - A_{O,M5,COR}}{A_{O,E}} \times 100 = \frac{869,95 - 867,5}{869,95} \times 100 = 0,3\% = 3\text{‰}. \quad \dots (5.68)$$

Коначно, изложене чињенице указују да параметри статичке стабилности модела M5_{COR} верно одсликавају одговарајуће параметре изведене горње градње багера SRs 2000 ангажованог на ПК „Тамнава – Западно Поље“.

Осим дефинисања сопствене масе на основу 3Д модела, за модел M5_{COR} извршен је и прорачун утицаја ветра на подструктуру стреле ротора, потпуно усаглашен са геометријом развијеног 3Д модела, табеле 5.26 и 5.27. Укупни интензитет дејства попречног ветра на подструктуру стреле ротора (багер у раду, $q=0,25 \text{ kN/m}^2$), као и положај њене нападне тачке у односу на координатни систем $O_1x_1y_1z_1$, одређени су на основу израза:

$$\frac{A_{O,E} - A_{O,M5,COR}}{A_{O,E}} \times 100 = \frac{869,95 - 867,5}{869,95} \times 100 = 0,3\% = 3\text{‰}. \quad \dots(5.69)$$

$$x_{1,WQ,PS1} = \frac{\sum_{i=1}^8 W_{Q,i} x_{1,WQ,i}}{W_{Q,PS1}} = \frac{1}{143,79} [45,24 \times (-41,011) + 38,0 \times (-20,141) + 9,34 \times (-2,859) + 10,44 \times (-16,583) + 0,8 \times (-18,106) + 9,9 \times 1,157 + 28,8 \times (-19,5) + 1,27 \times (-33,298)] = -23,838 \text{ m}; \quad \dots(5.70)$$

$$z_{1,WQ,PS1} = \frac{\sum_{i=1}^8 W_{Q,i} z_{1,WQ,i}}{W_{Q,PS1}} = \frac{1}{143,79} [45,24 \times 2,9 + 38,0 \times 3,671 + 9,34 \times 1,484 + 10,44 \times 13,546 + 0,8 \times 9,272 + 9,9 \times 13,714 + 28,8 \times 3,423 + 1,27 \times 8,104] = 4,716 \text{ m}; \quad \dots(5.71)$$

Табела 5.26. Референтне површине и коефицијенти облика делова ПС1

Део	A_i (m ²)	c_{fi} (-)	h_i (-)	$c_{fi,tot}=(1+h_i)$ (-)
Ротор	113,097	1,6	0	1,6
Зид стреле ротора	47,500	1,6	1	3,2
Пета стреле ротора	11,670	1,6	1	3,2
Затега стреле ротора	26,100	1,6	0	1,6
Укрућење затега	1,332	1,2	1	2,4
Стуб	14,140	1,4	1	2,8
Транспортер	72,000	1,6	0	1,6
Носач кабине руковаоца	3,180	1,6	0	1,6

Табела 5.27. Сила притиска попречног ветра (у раду) и положај нападне тачке у односу на координатни систем $O_1x_1y_1z_1$ ($q=0,25$ kN/m²)

Део	$W_{Qi}=A_i c_{fi,tot} q$ (kN)	$x_{1,i}$ (m)	$z_{1,i}$ (m)
Ротор	45,24	-41,011	2,900
Зид стреле ротора	38,00	-20,141	3,671
Пета стреле ротора	9,34	-2,859	1,484
Затега стреле ротора	10,44	-16,583	13,546
Укрућење затега	0,80	-18,106	9,272
Стуб	9,90	1,157	13,714
Транспортер	28,80	-19,500	3,423
Носач кабине руковаоца	1,27	-33,298	8,104

Интензитет укупног дејства подужног ветра на подструктуру стреле ротора, сагласно стандарду DIN 22261-2, одељак 3.2.2, износи

$$W_{L,PS1} = \frac{2}{3} W_{Q,PS1} = \frac{2}{3} 143,79 = 95,86 \text{ kN}, \quad \dots(5.72)$$

при чему су координате нападне тачке одређене изразима (5.70) и (5.71).

Подаци о оптерећењима подструктура модела $M5_{COR}$ дати су у табелама 5.28-5.30. Оптерећења индукована нагибом (N , NN) и земљотресом (DD) узета су у величини наведеној у табели 5.20 (колона 4).

Табела 5.28. Оптерећења ПС1 модела $M5_{COR}$

Оптерећење	Интензитет (kN)	x_1 (m)	y_1 (m)	z_1 (m)
E	4125,44	-24,158	-0,484	4,734
$F1$	385,16	-20,720	0,890	2,900
$FF1$	467,32	-20,720	0,890	2,900
$V0$	188,61	-41,011	-0,737	2,900
$V1$	38,52	-20,720	0,890	2,900
$VV1$	350,02	-40,300	1,000	4,860
$W_{L,PS1}$	95,86	-23,838	-	4,716
$WW_{L,PS1}$	306,75	-23,838	-	4,716
U	605,80	-46,953	0,018	2,900
UU	660,00	-46,953	0,018	2,900
$Z0$	1000,00	-41,011	-0,817	2,900

Табела 5.29. Оптерећења ПС2 модела M5_{COR}

Оптерећење	Интензитет (kN)	x_2 (m)	y_2 (m)	z_2 (m)
E	4847,68	20,301	0,101	14,508
$W_{L,PS2}$	85,25	-	-	15,940
$WW_{L,PS2}$	272,80	-	-	15,940

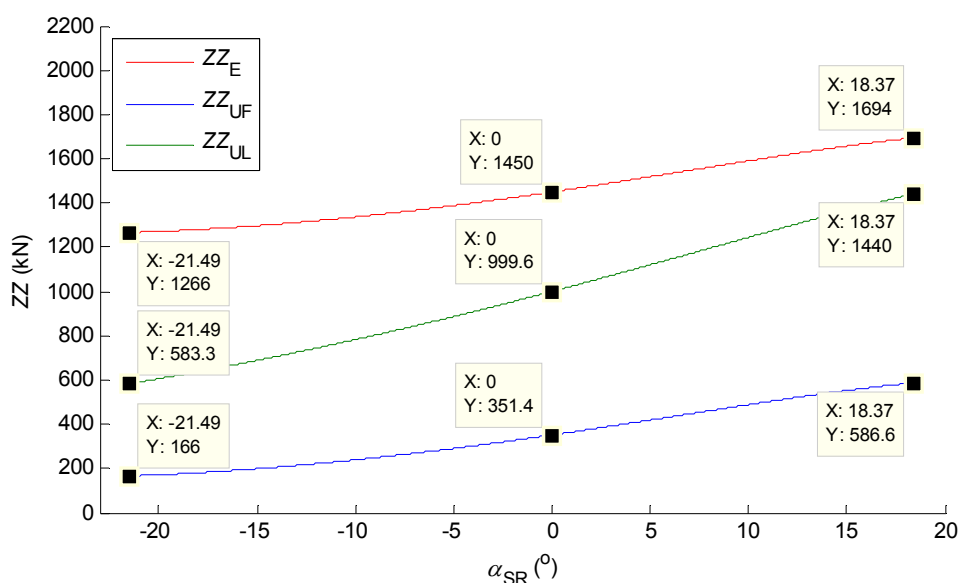
Табела 5.30. Оптерећења ПС3 модела M5_{COR}

Оптерећење	Интензитет (kN)	x_3 (m)	y_3 (m)	z_3 (m)
E	1167,59	0,399	0,052	1,575
$W_{L,PS3}$	10,89	-	-	1,590
$WW_{L,PS3}$	34,85	-	-	1,590

Као потенцијално меродавне за доказ стабилности у СО HZG14 разматрају се силе екстремног преоптерећења израчунате за три карактеристична случаја:

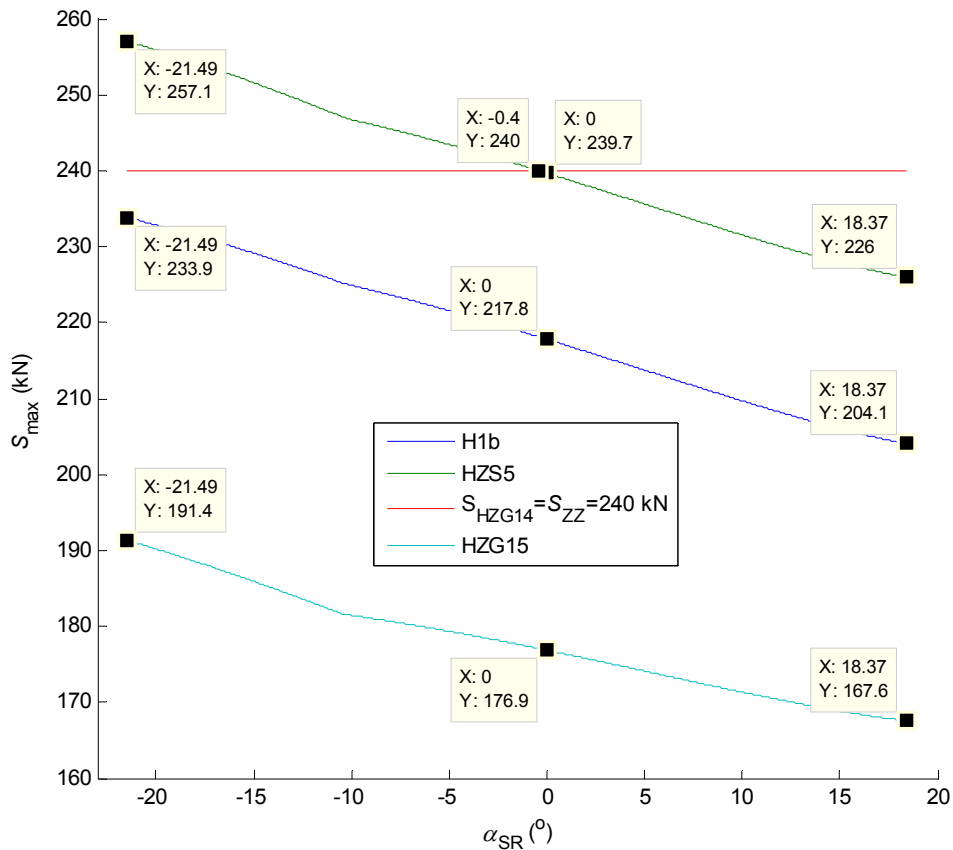
- ZZ_E : горња градња оптерећена сопственом тежином (E_{RP}), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- ZZ_{UF} : горња градња оптерећена отпором резања-напред (U_F), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- ZZ_{UL} : горња градња оптерећена отпором резања-доле (U_L), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);

слика 5.91.

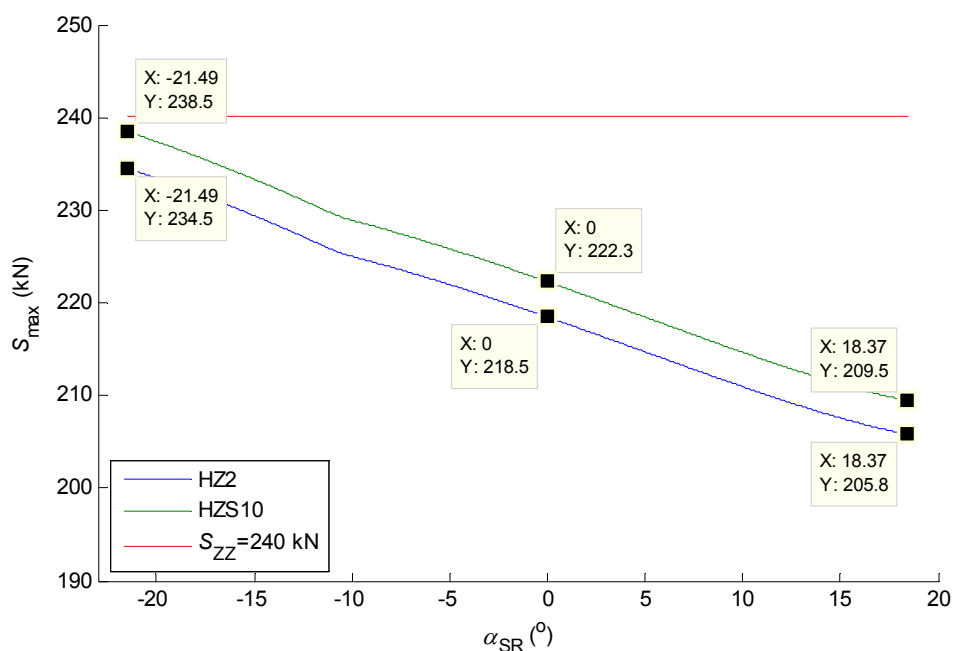

Слика 5.91. Силе екстремног преоптерећења коригованог модела 5

С обзиром на чињеницу да сила екстремног преоптерећења ZZ_E има највећи интензитет у целокупном дијапазону промене угла нагиба стреле ротора, слика 5.91, она се усваја као меродавана за доказ стабилности у CO HZG14.

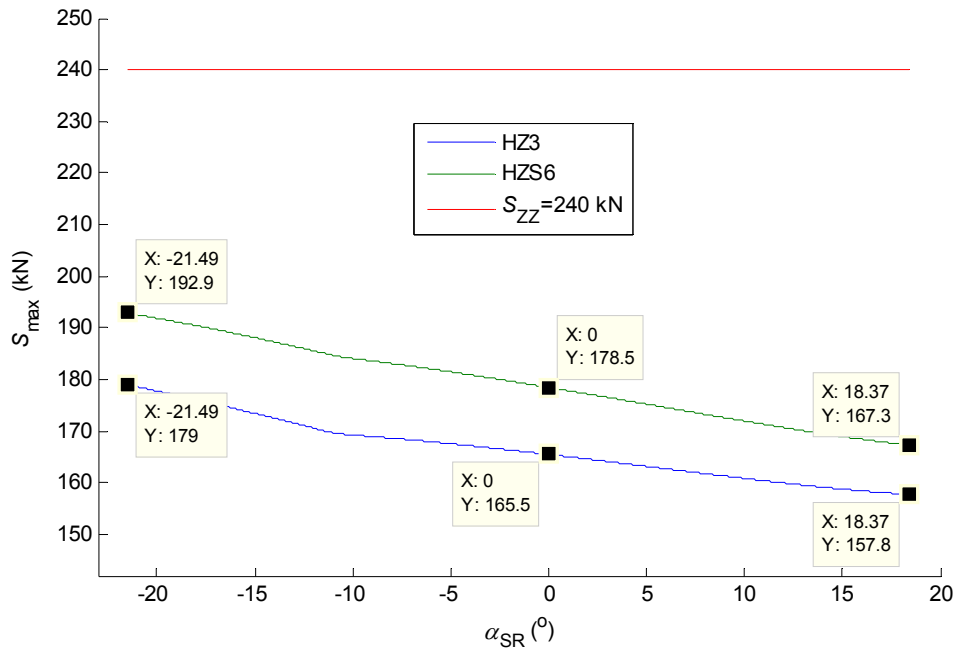
Дијаграми промене максималних сила у ужадима механизма за дизање стреле ротора приказани су на сликама 5.92-5.94, табела 5.31.



Слика 5.92. Модел M5_{COR}: максималне силе у ужету за CO H1b, HZS5, HZG14 и HZG15



Слика 5.93. Модел M5_{COR}: максималне силе у ужету за CO HZ2 и HZS10

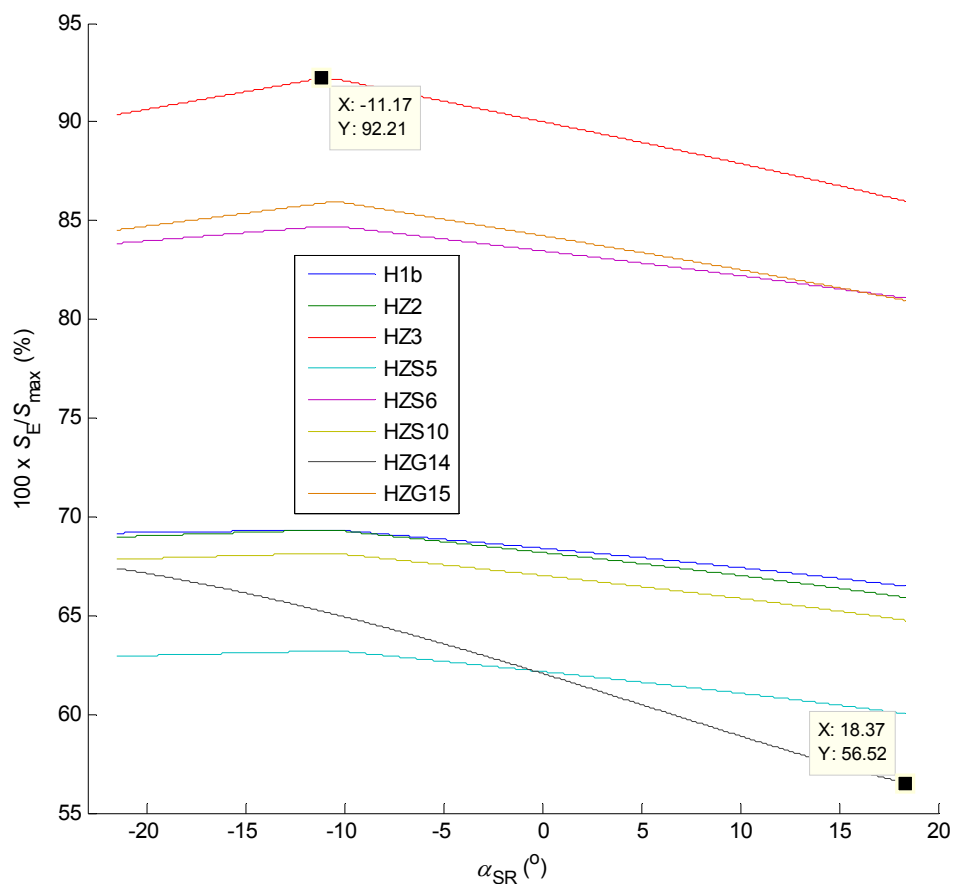

Слика 5.94. Модел M5_{COR}: максималне силе у ужету за CO HZ3 и HZS6

Табела 5.31. Модел M5_{COR}: максималне силе у ужадима

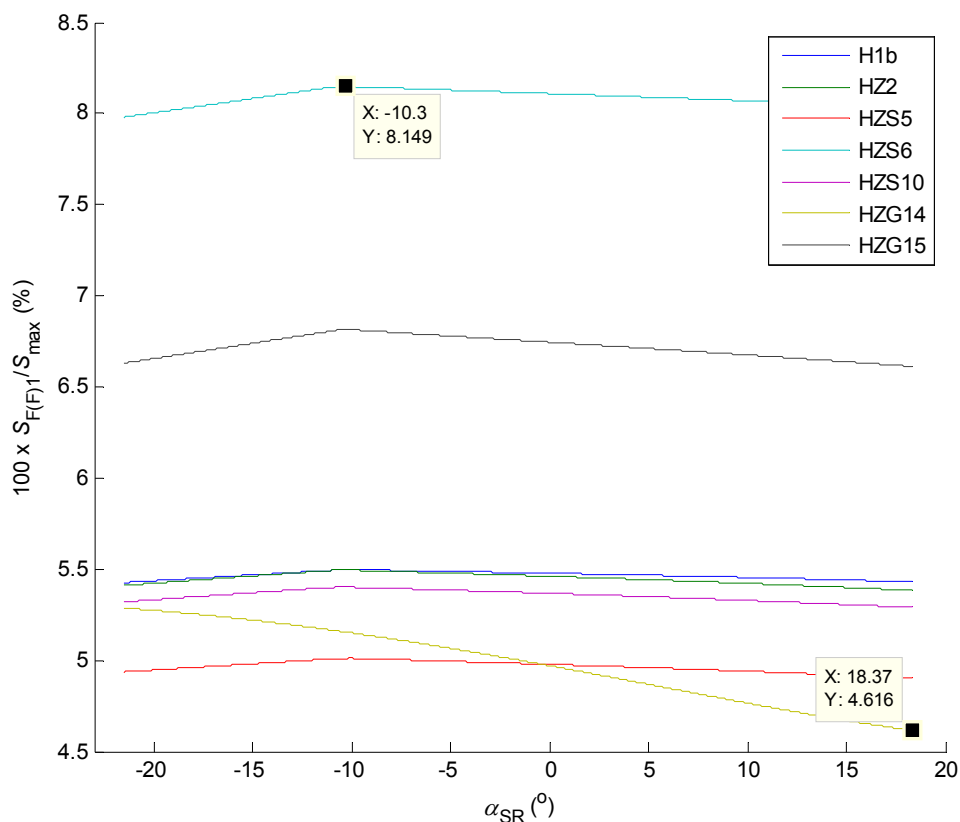
CO	S_{max} (kN)		
	положај стреле ротора		
	3	1	2
H1b	233,9	217,8	204,1
HZ2	234,5	218,5	205,8
HZ3	179,0	165,5	157,8
HZS5	257,1	239,7	226,0
HZS6	192,9	178,5	167,3
HZS10	238,5	222,3	209,5
HZG14	240,0	240,0	240,0
HZG15	191,4	176,9	167,6

Важно је уочити, слика 5.92, табела 5.31, да је интензитет максималне прорачуске силе у CO HZS5 за $-21,49^\circ \leq \alpha_{SR} \leq -0,4^\circ$ већи од максималног интензитета силе у ужету ограниченог системом заштите од преоптерећења. Дакле, у наведеном интервалу угла нагиба стреле ротора систем заштите од преоптерећења не дозвољава рад багера при тежини материјала у загушеном левку ротора одређеној на основу стандарда DIN 22261-2.

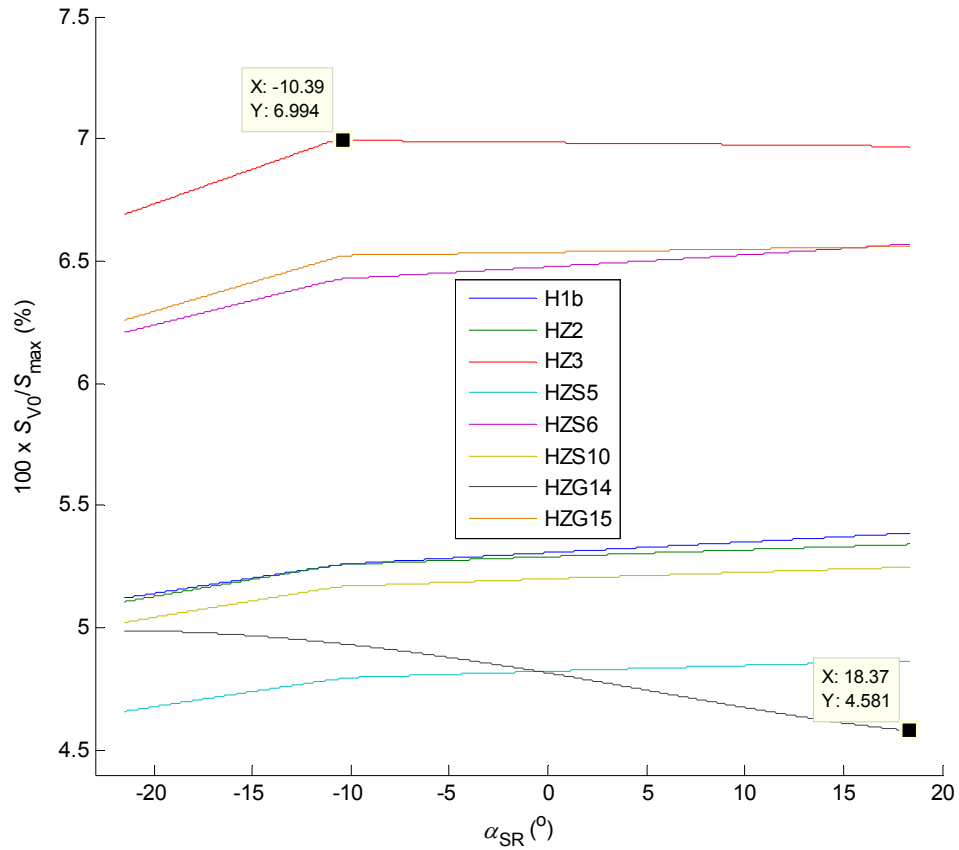
Прецизна идентификација маса носећих подструктура, машинске и електро опреме, као и њихова дистрибуција по структури горње градње, од изузетне је важности за прорачун статичке стабилности. Осим тога, сопствена тежина подструктуре стреле ротора (ПС1) има доминантан утицај и у максималној сили у ужадима механизма за дизање стреле ротора, слике 5.95-5.105, табеле 5.32 и 5.33.



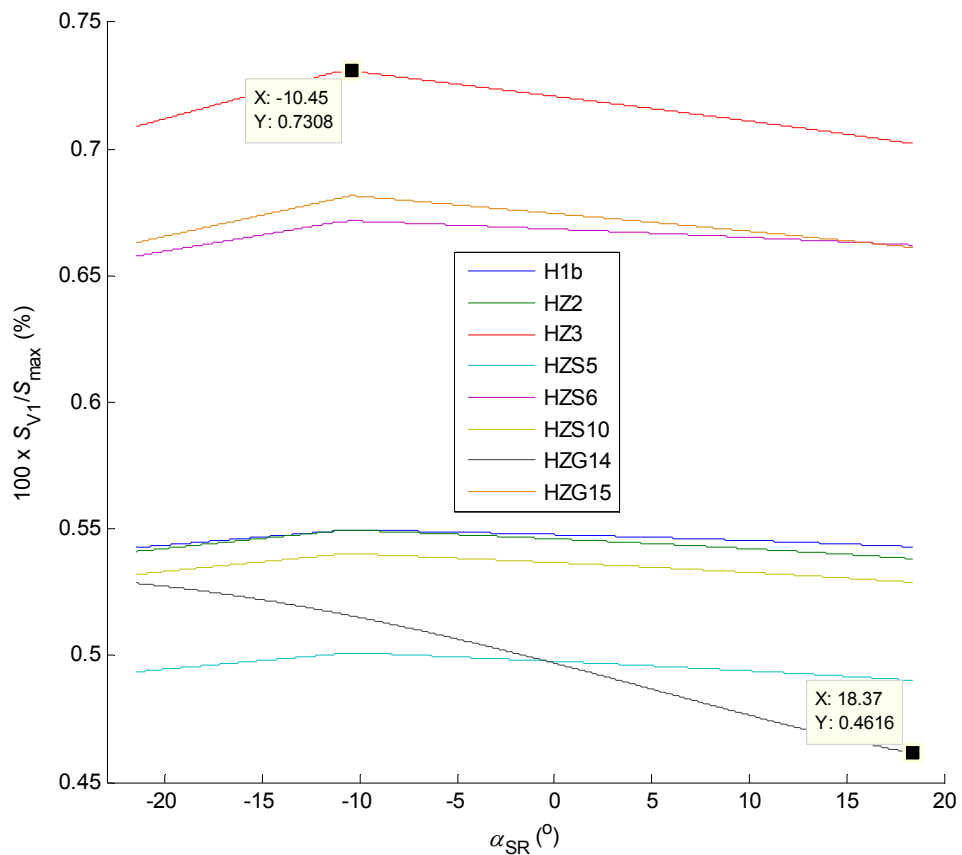
Слика 5.95. Модел M5COR: процентуално учешће сопствене тежине (E) у максималној сили у ужету



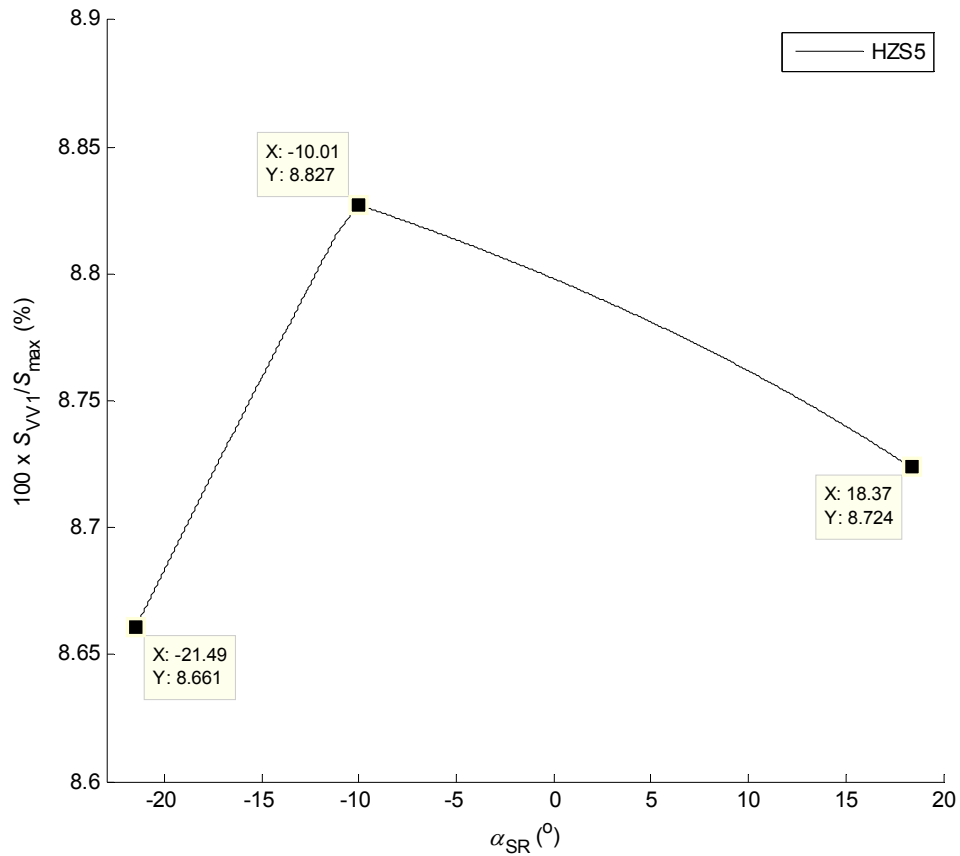
Слика 5.96. Модел M5COR: процентуално учешће тежине материјала на траци 1 ($F1, FF1$) у максималној сили у ужету



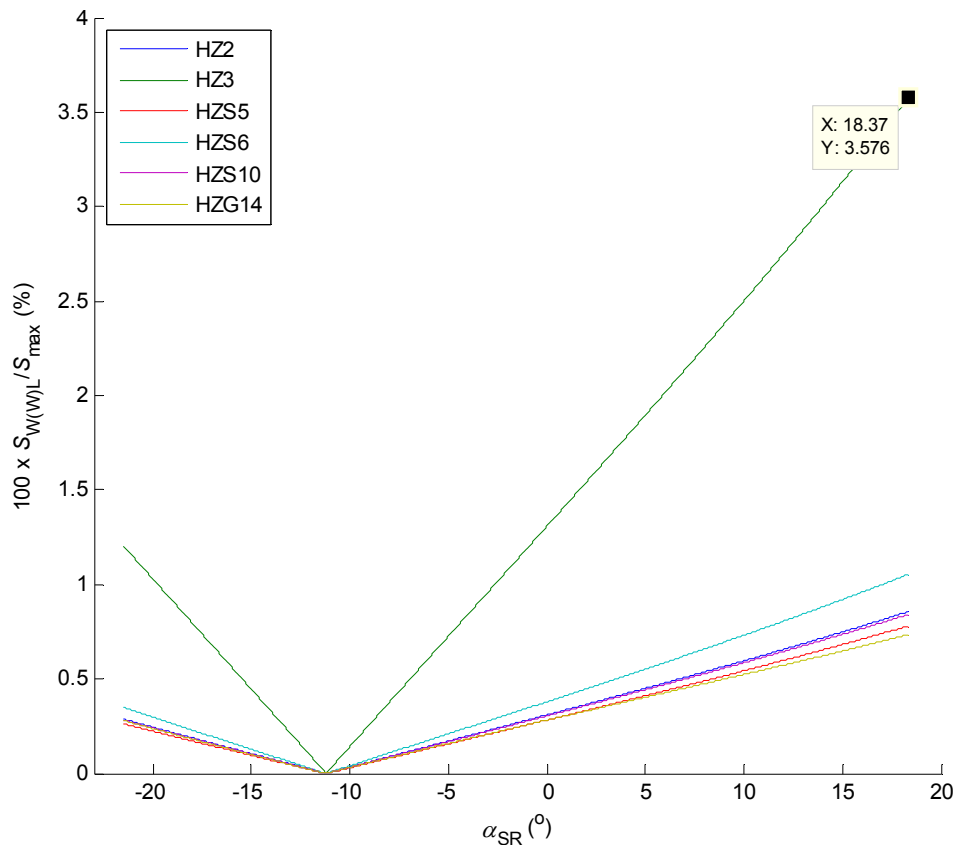
Слика 5.97. Модел $M5_{COR}$: процентуално учешће тежине коре на ротору (V_0) у максималној сили у ужету



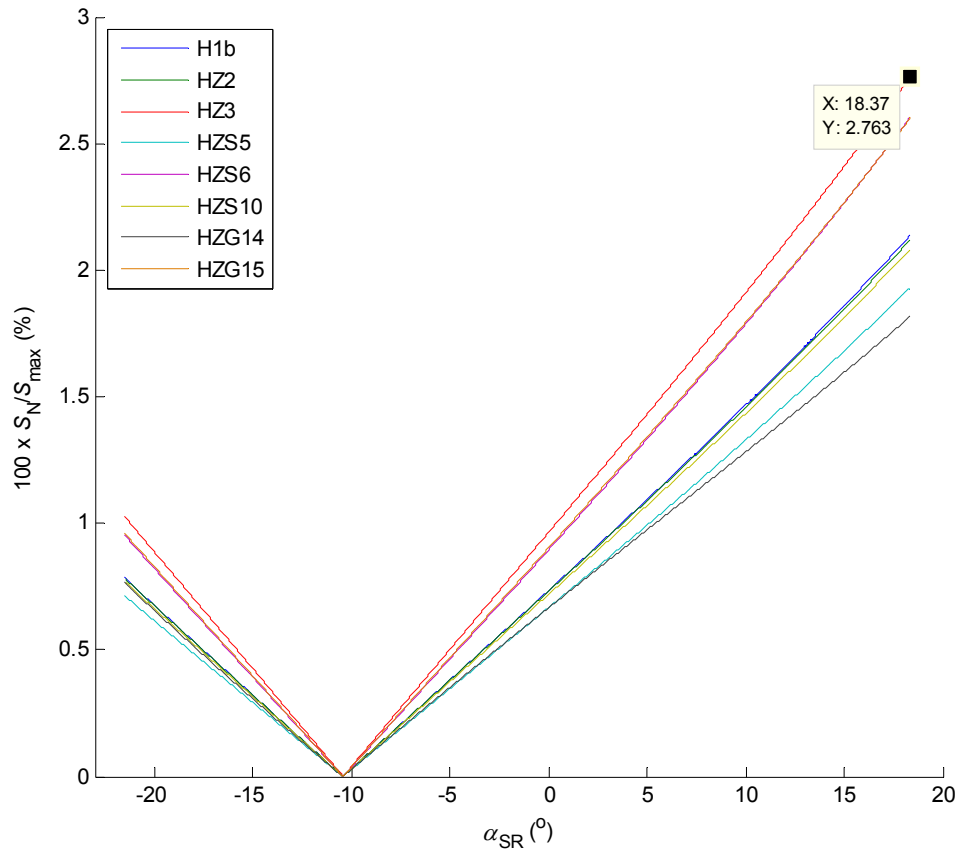
Слика 5.98. Модел $M5_{COR}$: процентуално учешће тежине коре на траци 1 (V_1) у максималној сили у ужету



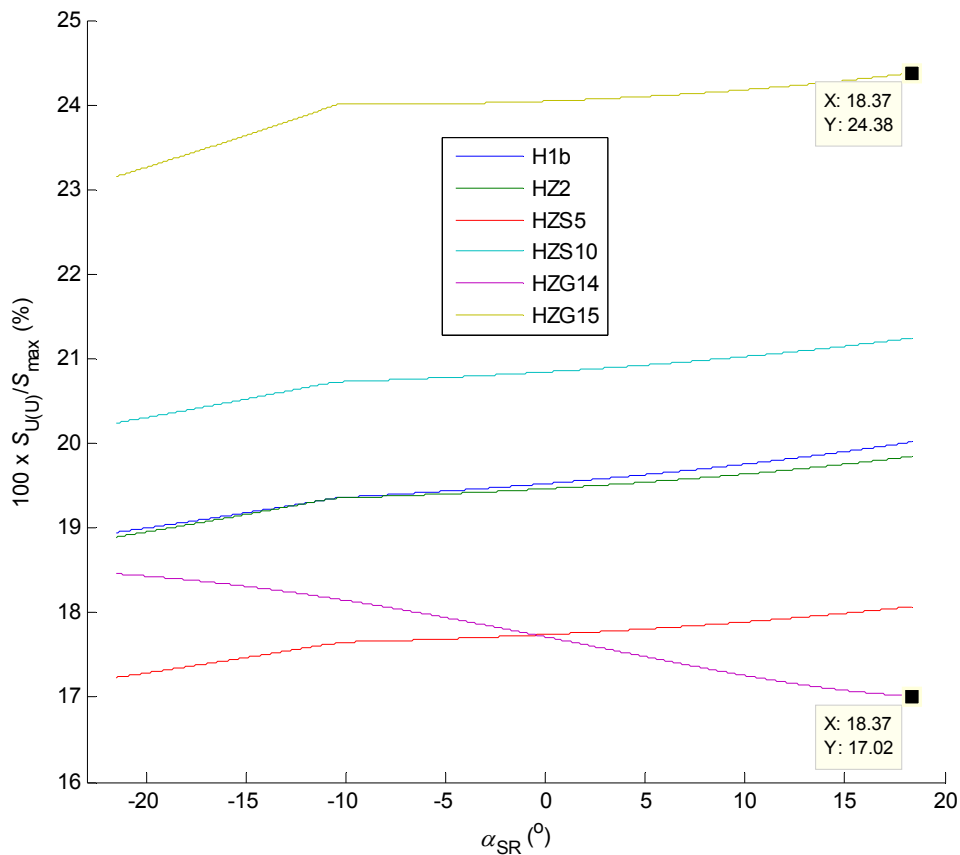
Слика 5.99. Модел M5_{COR}: процентуално учешће тежине материјала у загушеном левку ротора (VW1) у максималној сили у ужету



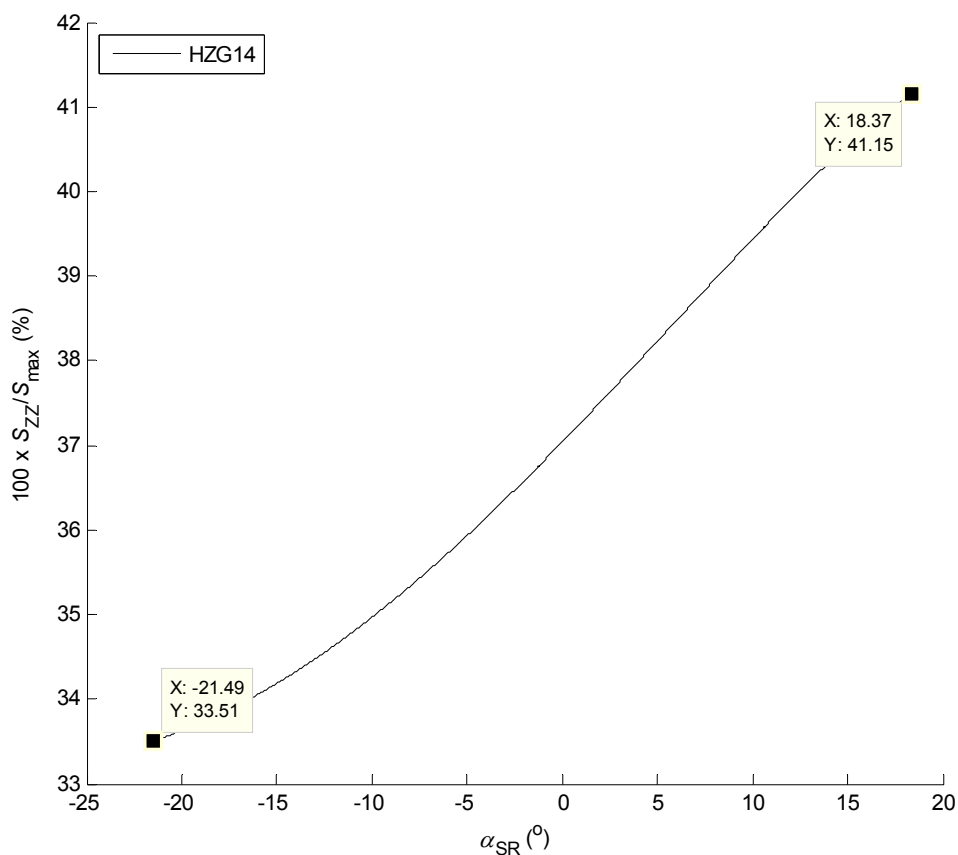
Слика 5.100. Модел M5_{COR}: процентуално учешће дејства подужног ветра (W_L , WW_L) у максималној сили у ужету



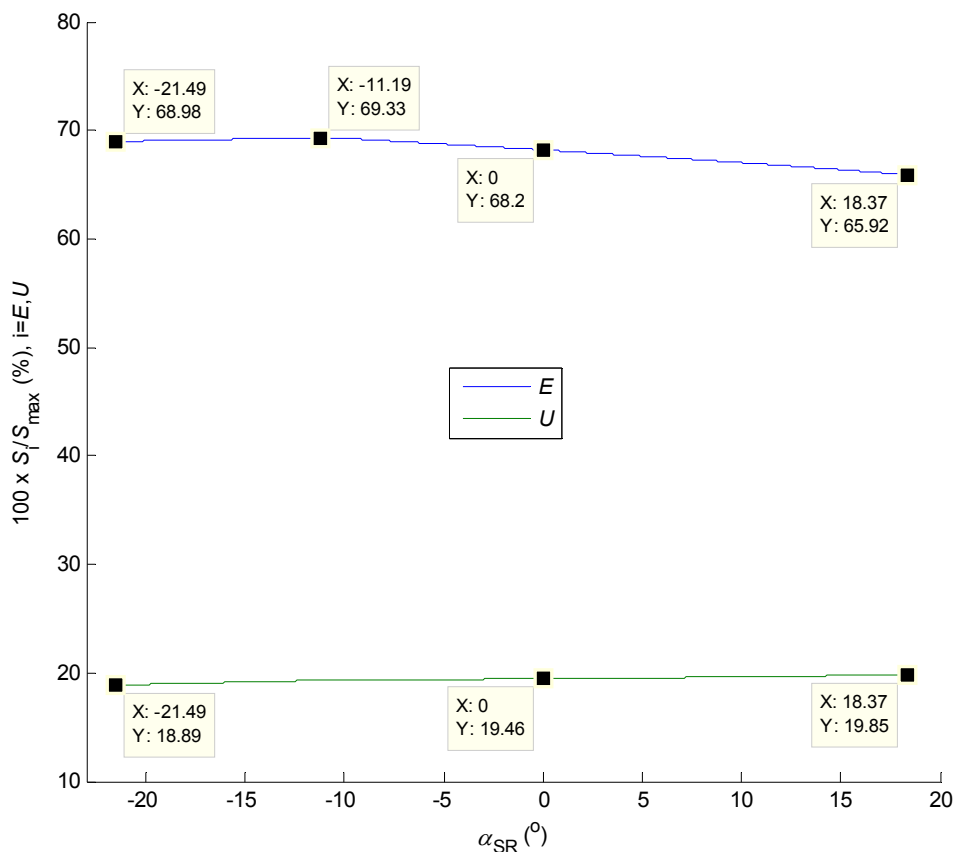
Слика 5.101. Модел М5_{COR}: процентуално учешће оптерећења индукваног нагибом (N) у максималној сили у ужету



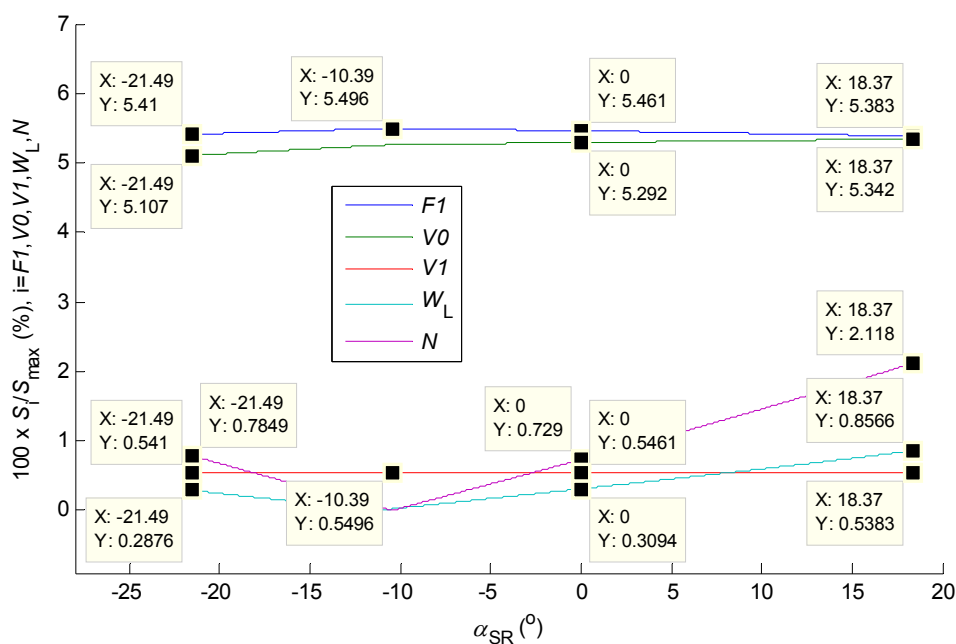
Слика 5.102. Модел М5_{COR}: процентуално учешће отпора резања (U, UU) у максималној сили у ужету



Слика 5.103. Модел M5COR: процентуално учешће екстремног преоптерећења (ZZ) у максималној сили у ужету



Слика 5.104. Модел M5COR: процентуално учешће E и U у максималној сили у ужету за CO HZ2



Слика 5.105. Модел $M5_{COR}$: процентуално учешће $F1$, $V0$, $V1$, W_L и N у максималној сили у ужету за CO HZ2

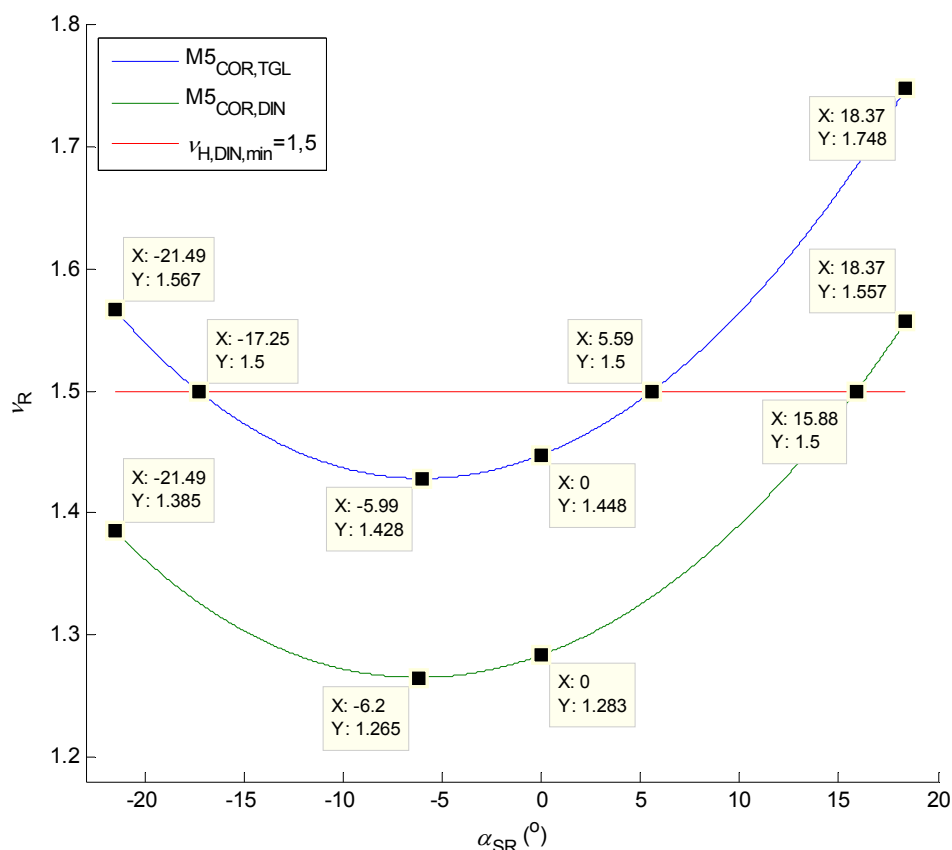
Табела 5.32. Модел $M5_{COR}$: процентуално учешће парцијалних оптерећења у максималној сили у ужету

Оптерећење	Учешће (%)			
	max.	CO	min.	CO
E	92,2	HZ3	56,5	HZG14
$F1(FF1)$	8,2	HZS6	4,6	HZG14
$V0$	7,0	HZ3	4,6	HZG14
$V1$	0,7	HZ3	0,5	HZG14
$VV1$	8,8	HZS5	8,7	HZS5
$W_L(WWL)$	3,6	HZ3	0	сви
N	2,7	HZ3	0	сви
$U(UU)$	24,4	HZG15	17,0	HZG14
ZZ	41,2	HZG14	33,5	HZG14
$DD=N$	2,7	HZ3	0	сви

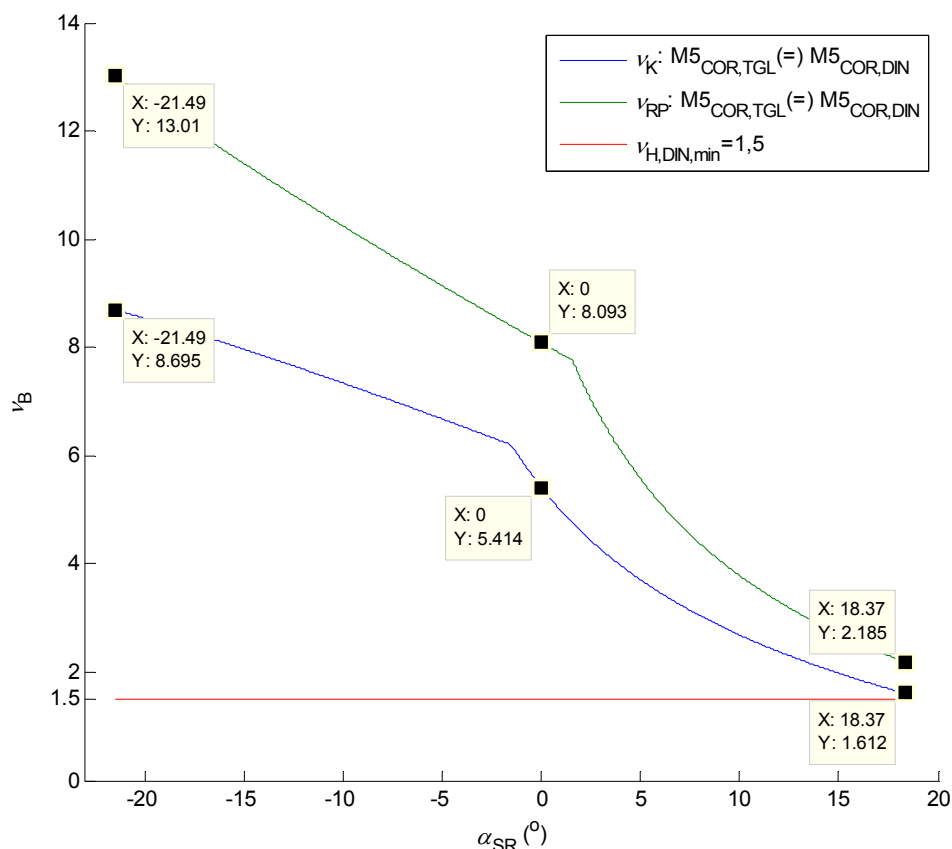
Табела 5.33. Модел $M5_{COR}$: максимално процентуално учешће парцијалних оптерећења у максималној сили у ужету за CO HZ2

Оптерећење	Максимално учешће (%)	Положај стреле ротора
E	69,3	$\alpha_{SR} = -11,19^\circ$
$F1$	5,5	$\alpha_{SR} = -10,39^\circ$
$V0$	5,3	3
$V1$	0,6	$\alpha_{SR} = -10,39^\circ$
W_L	0,9	3
N	2,1	3
U	19,9	3

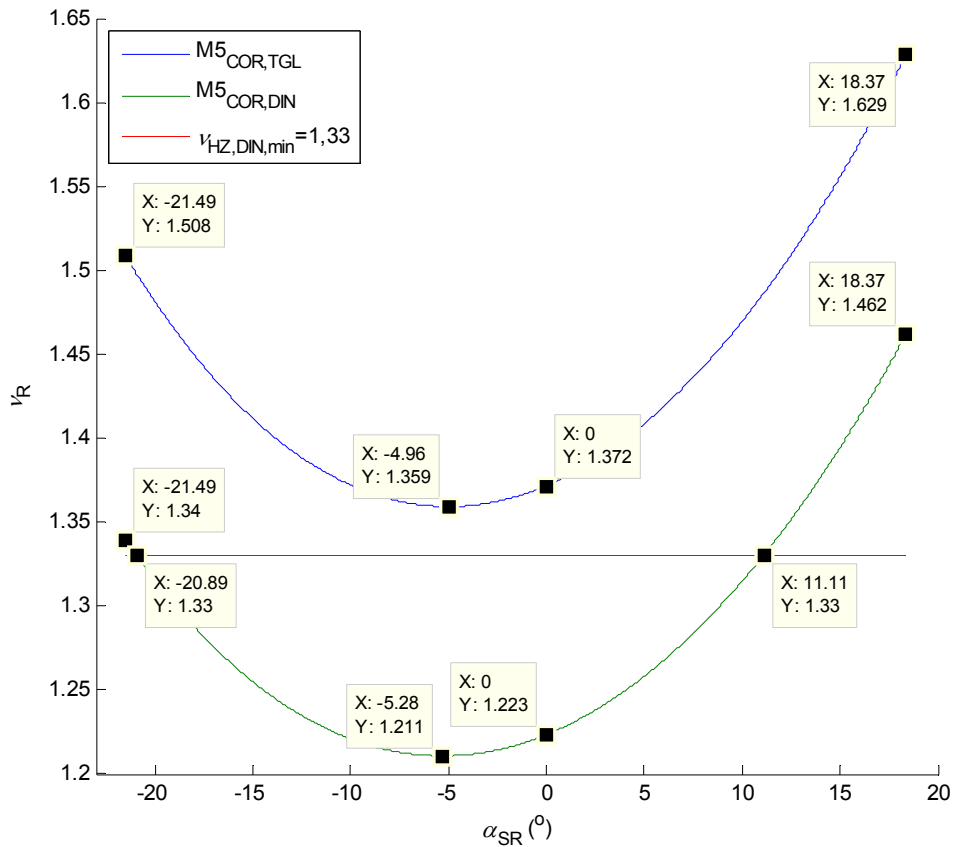
За модел $M5_{COR}$ израчунате су вредности степена сигурности против претурања у целокупном домену промене угла нагиба стреле ротора, слике 5.106-5.120. Минималне прорачунске вредности у референтним случајевима оптерећења, сагласно стандарду DIN 22261-2, дате су у табелама 5.34-5.36.



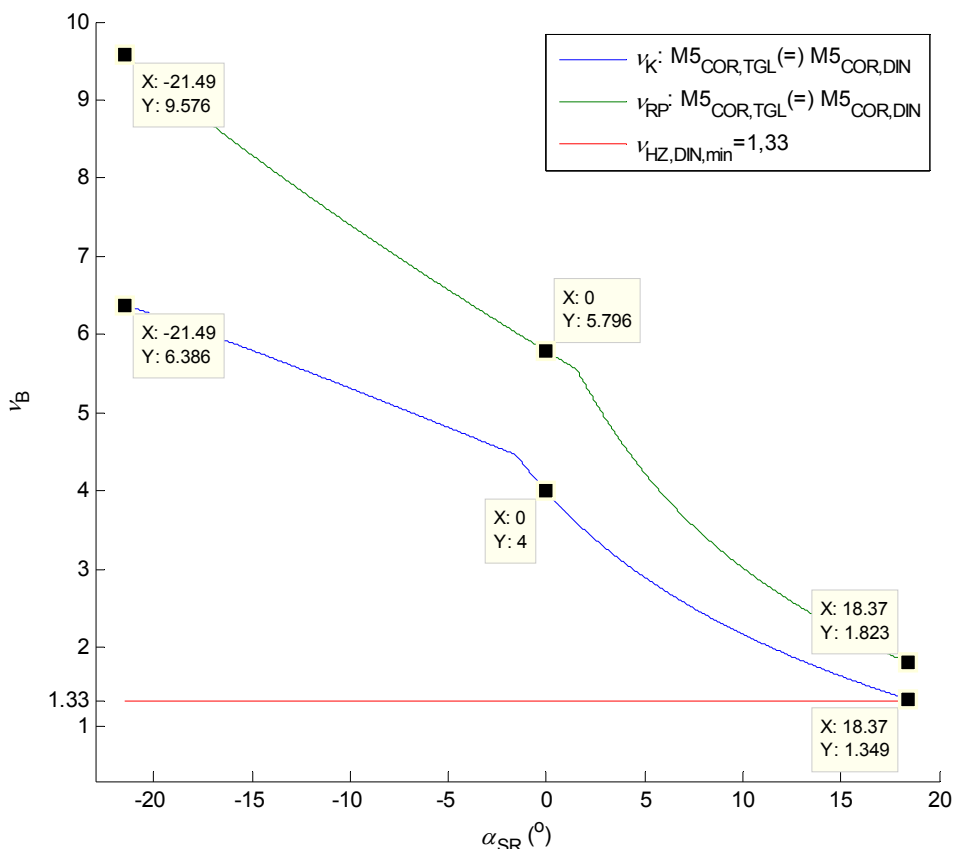
Слика 5.106. Модел $M5_{COR}$ - CO H1b: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



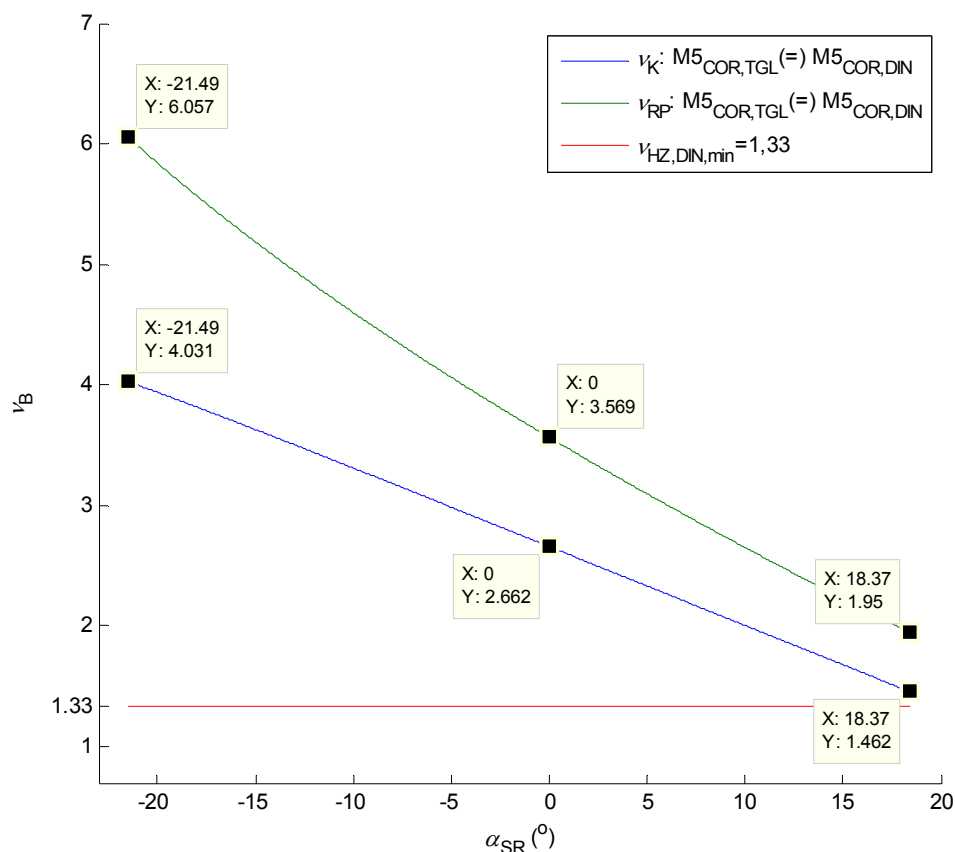
Слика 5.107. Модел $M5_{COR}$ - CO H1b: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



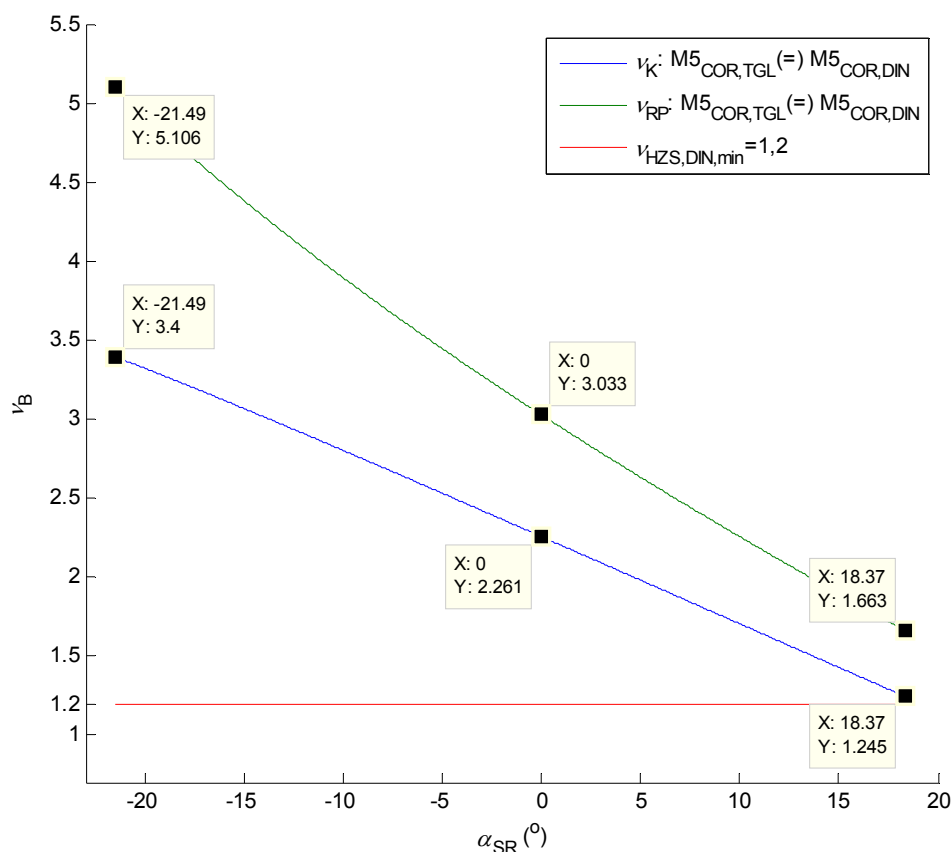
Слика 5.108. Модел $M5_{COR}$ - СО HZ2: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



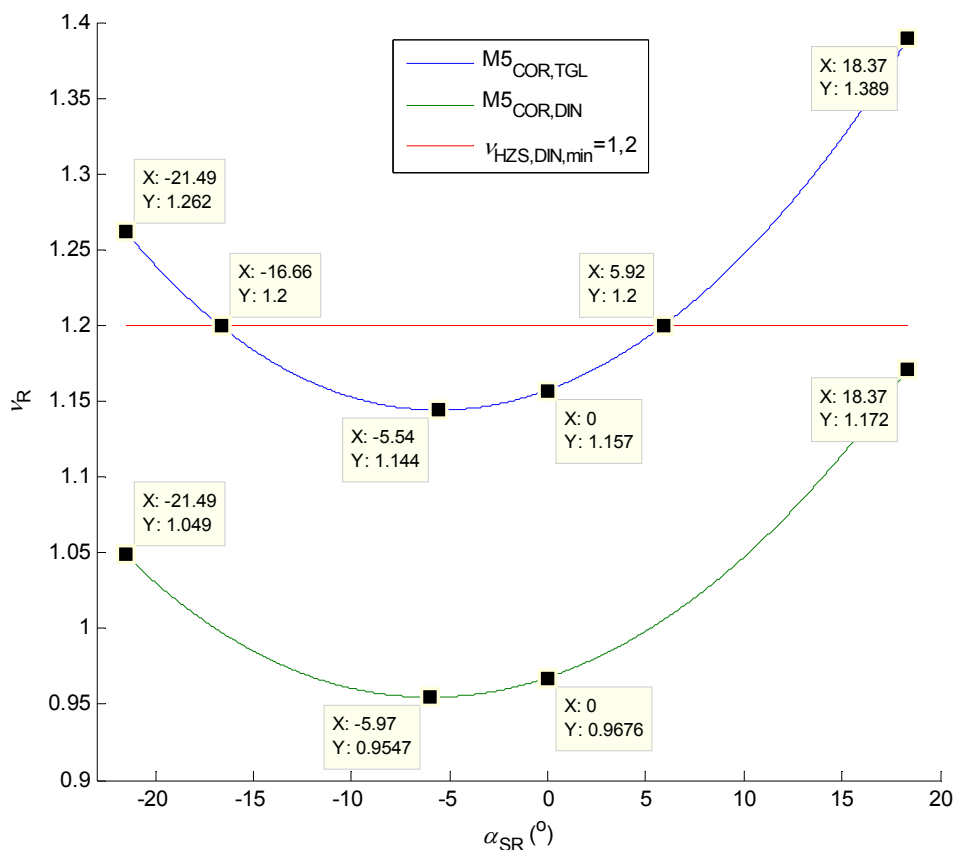
Слика 5.109. Модел $M5_{COR}$ - СО HZ2: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



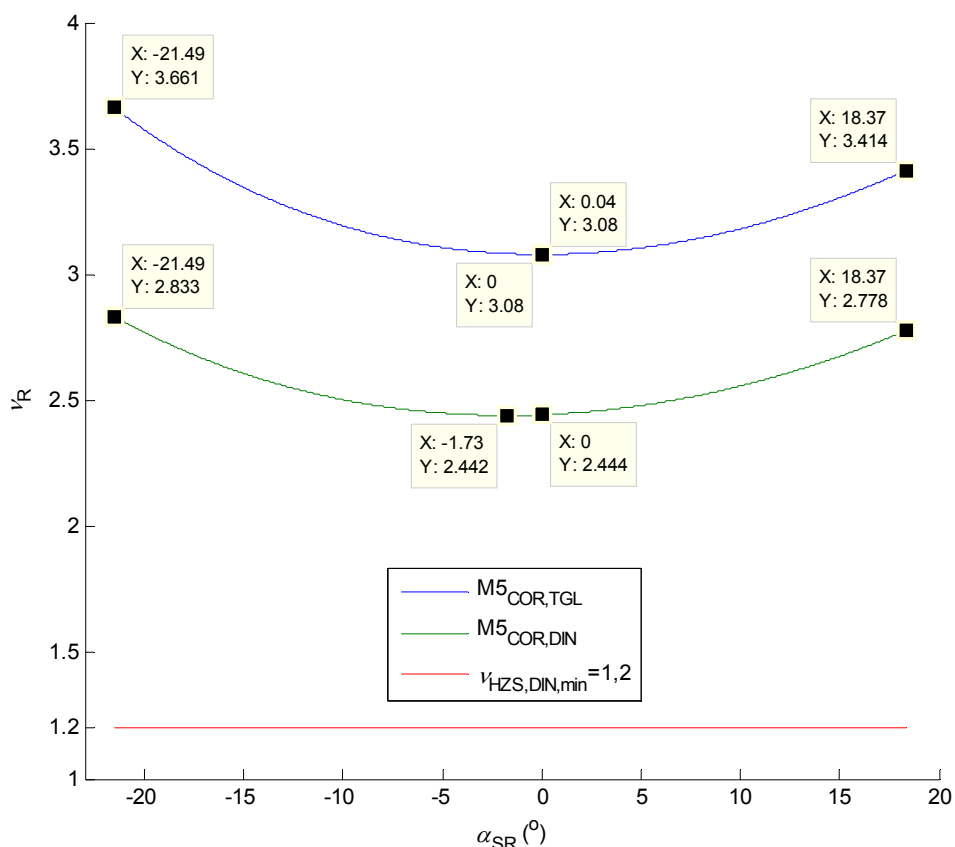
Слика 5.110. Модел $M5_{COR}$ - CO HZ3: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



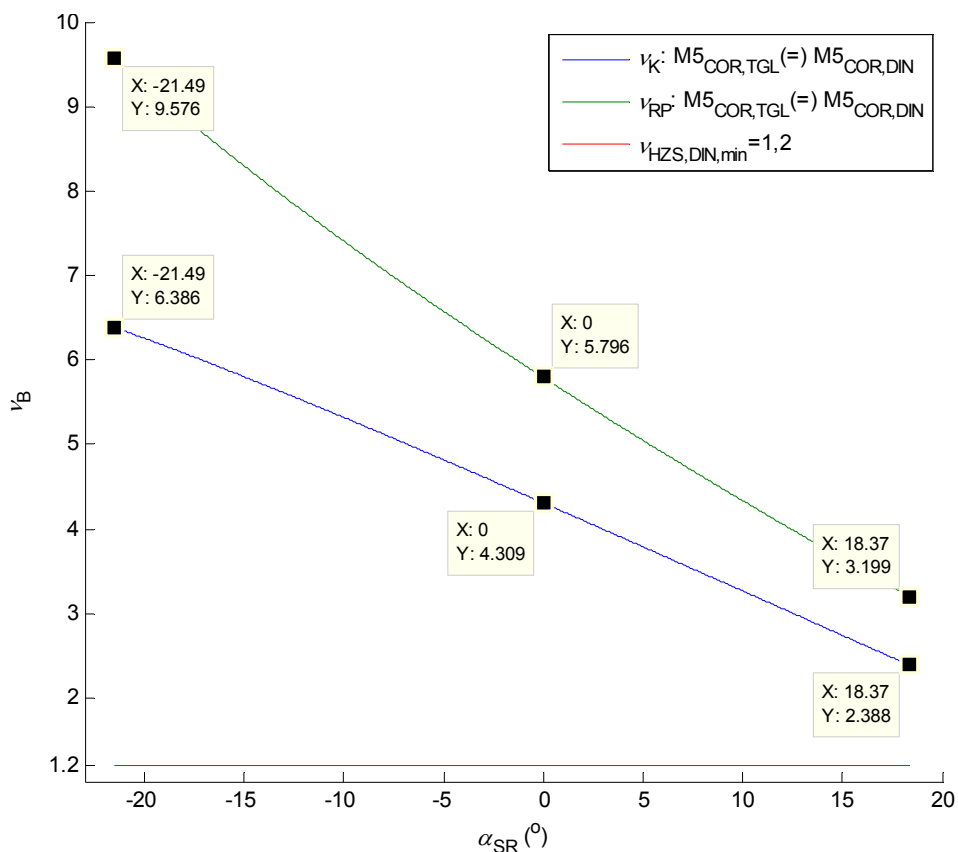
Слика 5.111. Модел $M5_{COR}$ - CO HZS4: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



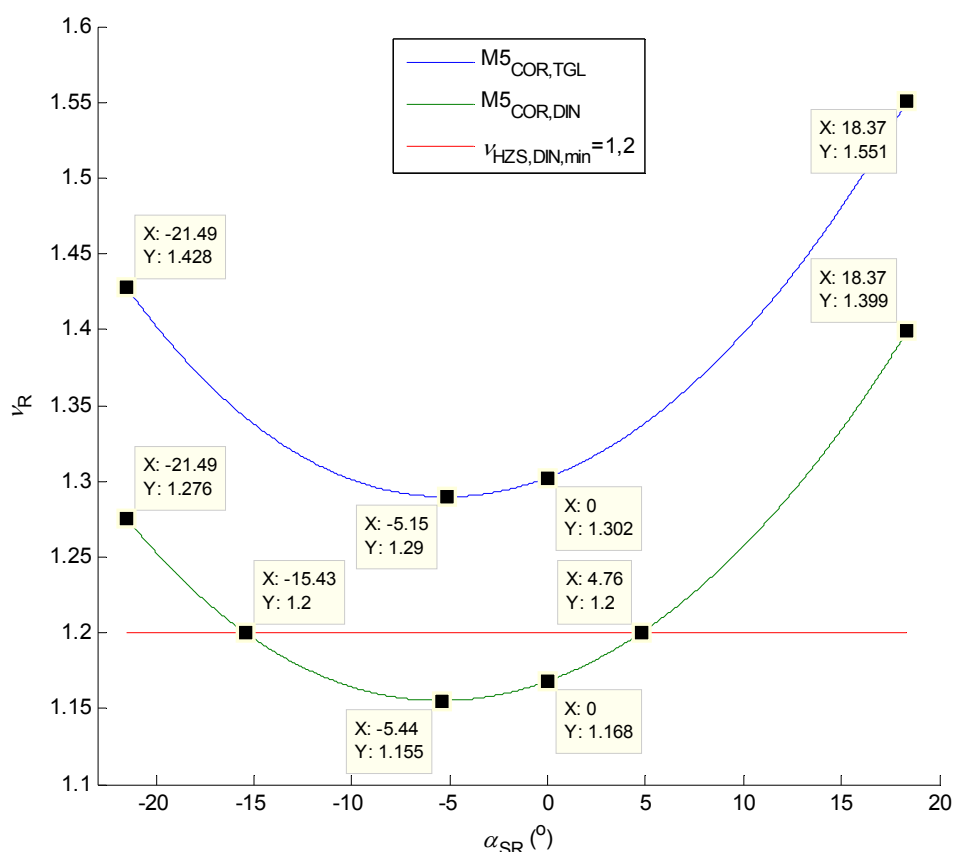
Слика 5.112. Модел $M5_{COR}$ - CO HZS5: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



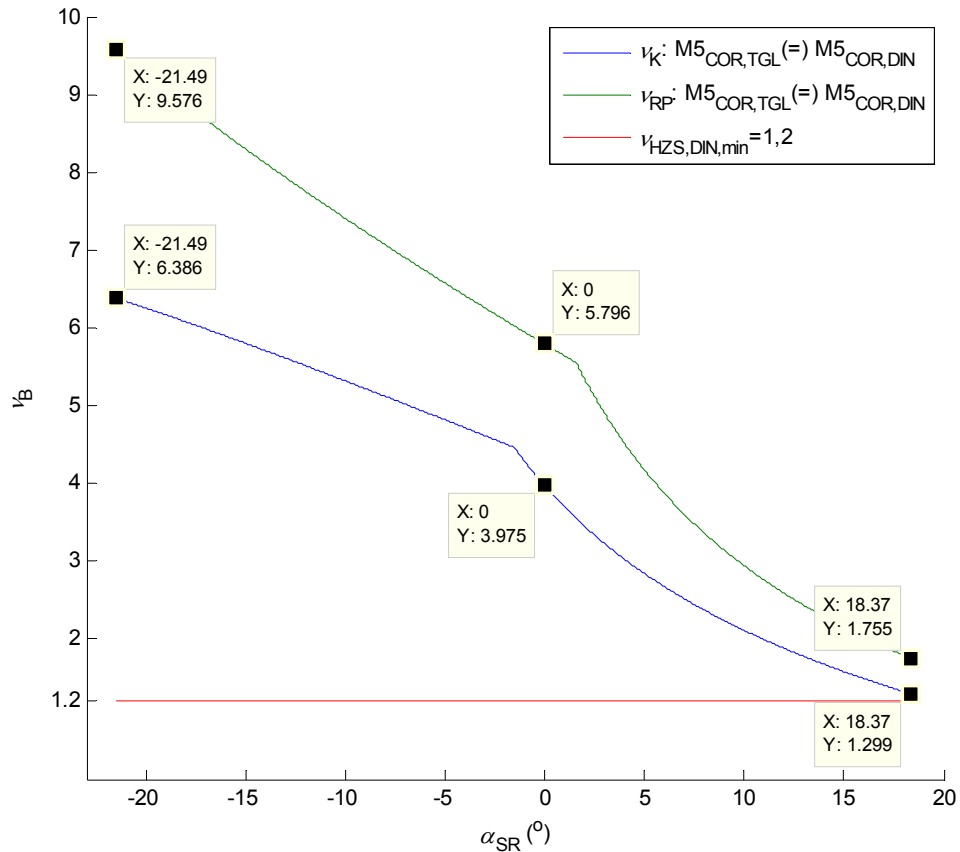
Слика 5.113. Модел $M5_{COR}$ - CO HZS6: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



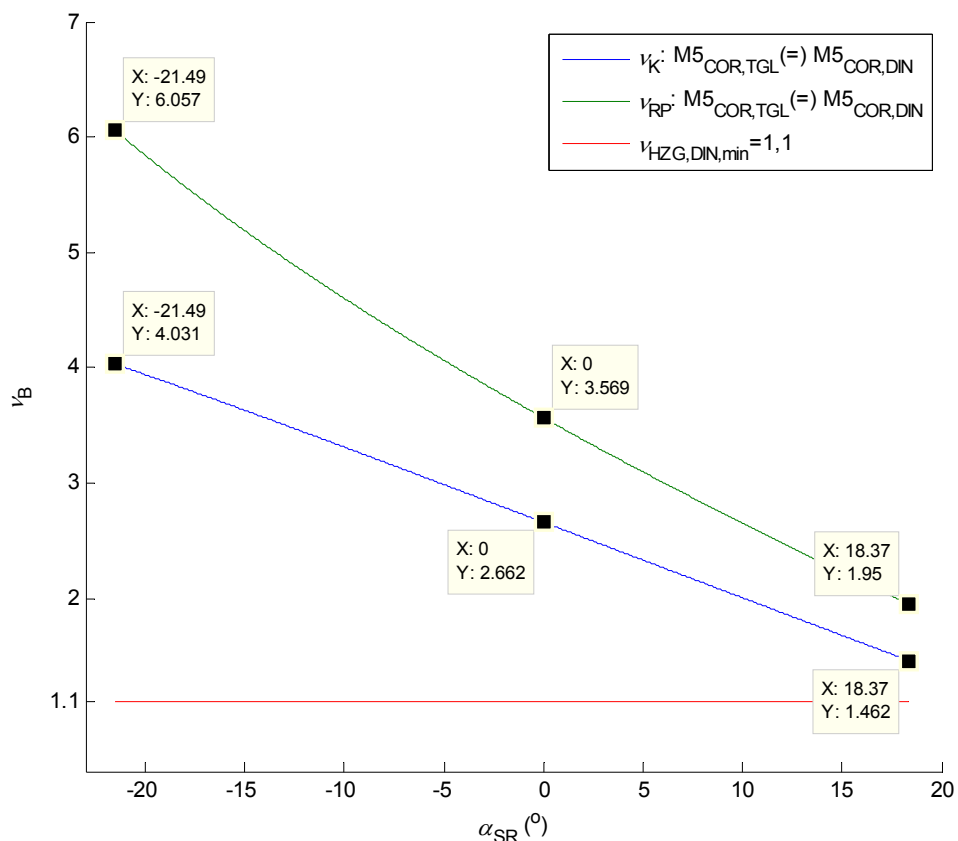
Слика 5.114. Модел M5_{COR} - CO HZS6: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



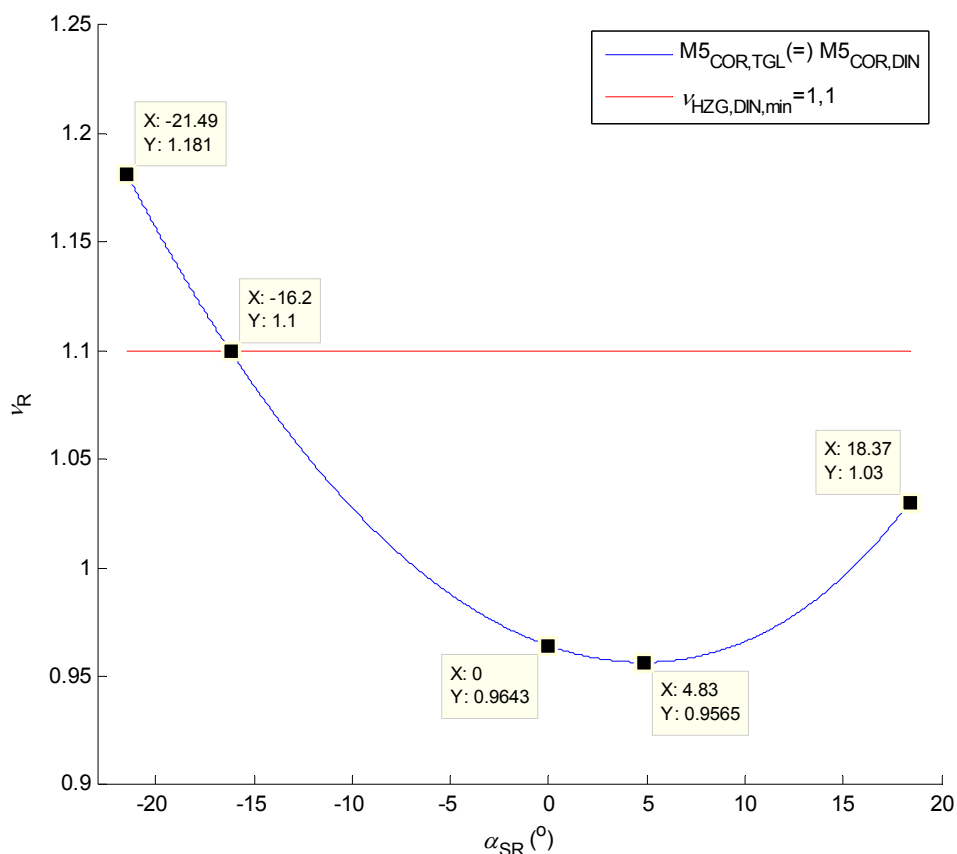
Слика 5.115. Модел M5_{COR} - CO HZS10: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



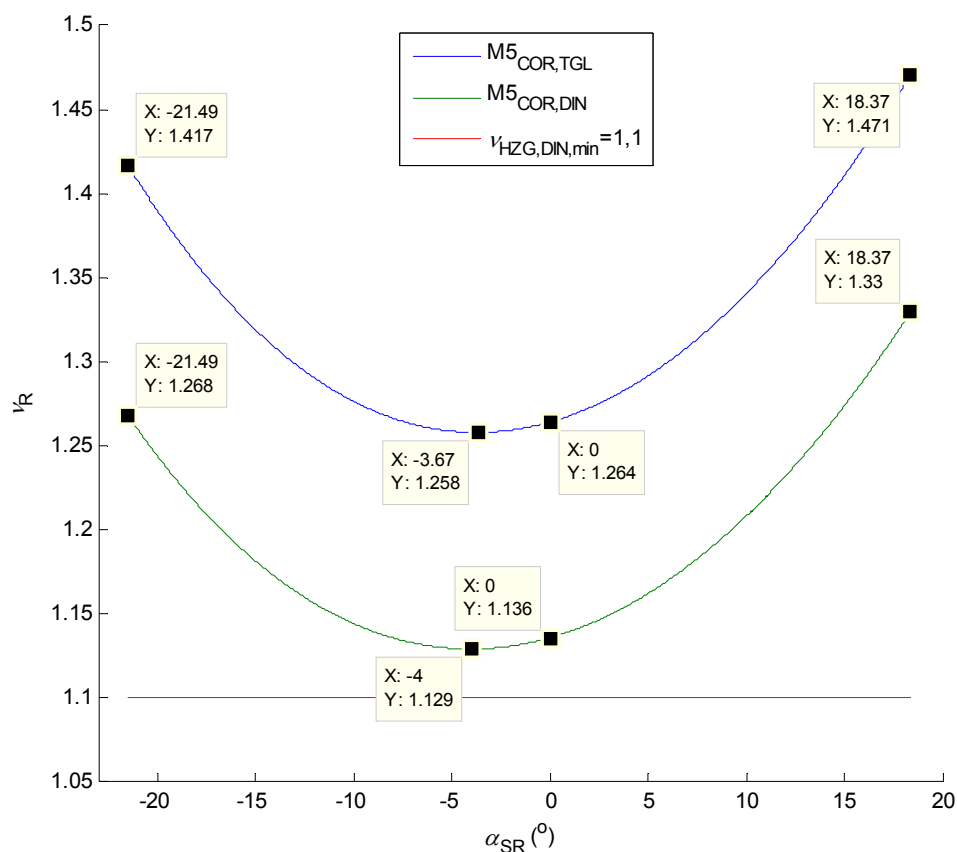
Слика 5.116. Модел $M5_{COR}$ - CO HZS10: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



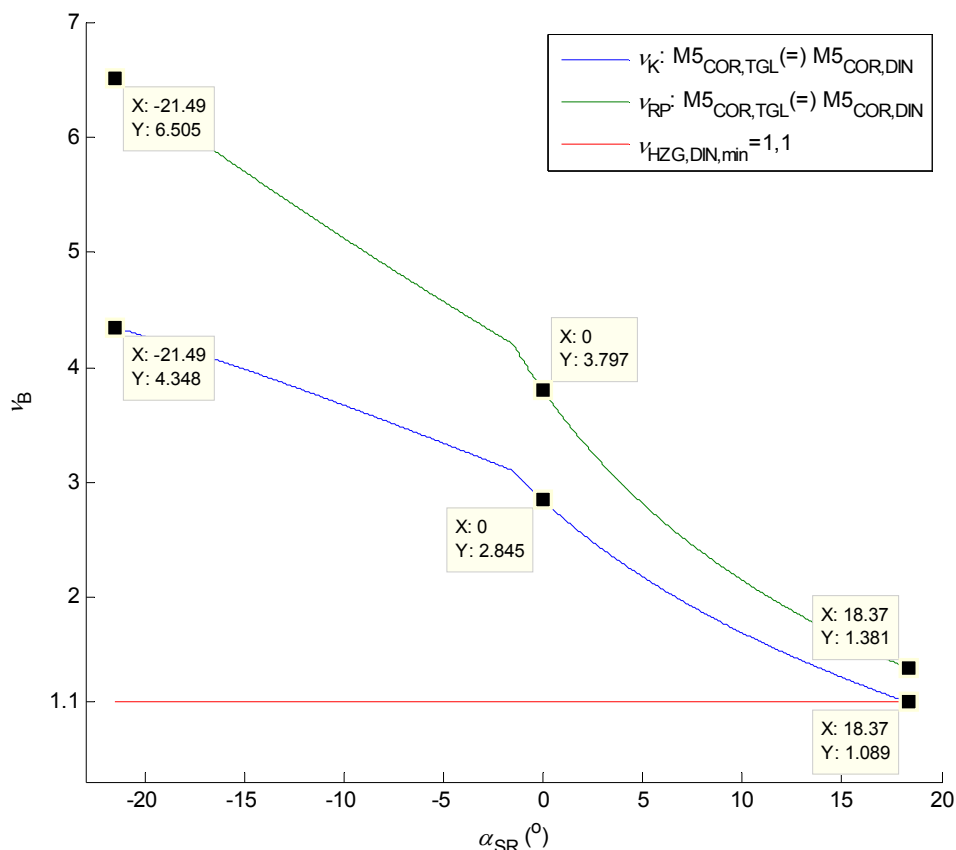
Слика 5.117. Модел $M5_{COR}$ - CO HZG12: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



Слика 5.118. Модел $M5_{COR}$ - CO HZG14: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



Слика 5.119. Модел $M5_{COR}$ - CO HZG15: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



Слика 5.120. Модел $M5_{COR}$ - CO HZG15: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2

Табела 5.34. Модел $M5_{COR,TGL}$: степени сигурности против претурања НСР

Случај оптерећења	$v_{DIN,min}$	$M5_{COR,TGL}$		
		положај стреле ротора	v	v_{min}
H1b	1,5	1	1,448	
		$\alpha_{SR,vmin} = -5,99^{\circ}$		1,428
HZ2	1,33	1	1,372	
		$\alpha_{SR,vmin} = -4,96^{\circ}$		1,359
HZS5	1,2	1	1,157	
		$\alpha_{SR,vmin} = -5,54^{\circ}$		1,144
1		3,080		
$\alpha_{SR,vmin} = 0,04^{\circ}$			3,080	
HZS10		1	1,302	
		$\alpha_{SR,vmin} = -5,15^{\circ}$		1,290
HZG14	1,1	1	0,964	
		$\alpha_{SR,vmin} = 4,83^{\circ}$		0,957
1		1,264		
$\alpha_{SR,vmin} = -3,67^{\circ}$			1,258	

Табела 5.35. Модел $M5_{COR,DIN}$: степени сигурности против претурања НСР

Случај оптерећења	$V_{DIN,min}$	$M5_{COR,DIN}$		
		положај стреле ротора	v	V_{min}
H1b	1,5	1	1,284	
		$\alpha_{SR,vmin}=-6,20^\circ$		1,265
HZ2	1,33	1	1,223	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,28^\circ$		1,211
HZS5	1,2	1	0,968	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,97^\circ$		0,955
HZS6		1	2,444	
		$\alpha_{SR,vmin}=-1,73^\circ$		2,442
HZS10		1	1,168	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,44^\circ$		1,155
HZG14	1,1	1	0,964	
		$\alpha_{SR,vmin}=4,83^\circ$		0,957
HZG15		1	1,136	
		$\alpha_{SR,vmin}=-4,00^\circ$		1,129

Табела 5.36. Модели $M5_{COR,TGL}$ и $M5_{COR,DIN}$: степени сигурности против претурања НСБ (положај стреле ротора: 2)

Случај оптерећења	$V_{DIN,min}$	$M5_{COR,TGL}$		$M5_{COR,DIN}$	
		V_{min}			
		К ¹⁾	РП ²⁾	К	РП
H1b	1,5	1,612	2,185	1,612	2,185
HZ2	1,33	1,349	1,823	1,349	1,823
HZ3		1,462	1,950	1,462	1,950
HZS4	1,2	1,245	1,663	1,245	1,663
HZS6		2,388	3,199	2,388	3,199
HZS10		1,299	1,755	1,299	1,755
HZG12	1,1	1,462	1,950	1,462	1,950
HZG15		1,089	1,382	1,089	1,382

¹⁾ У равни радиаксијалног лежаја

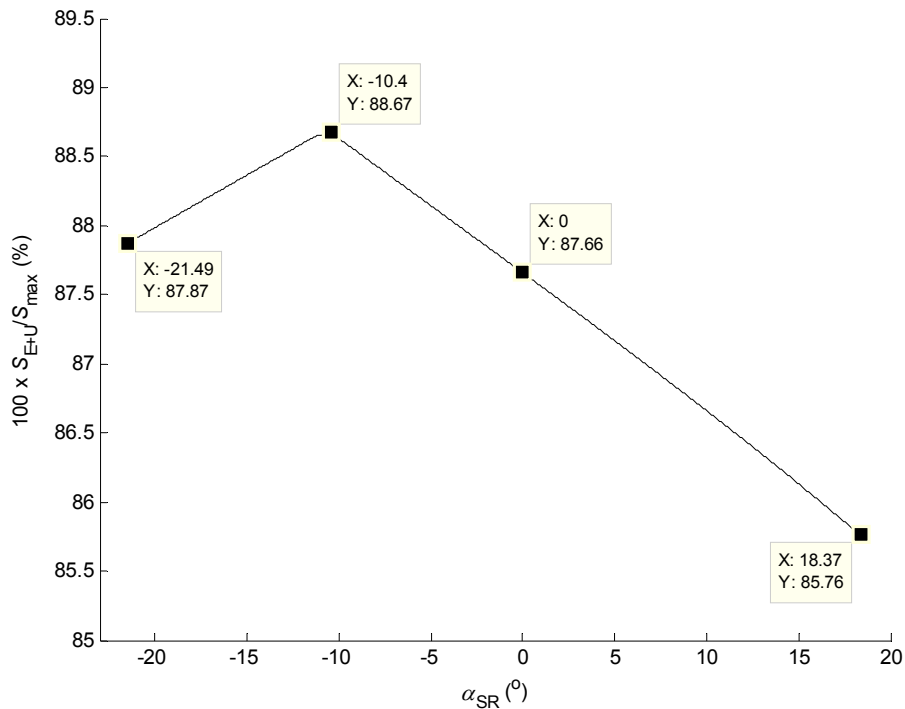
²⁾ У равни распадне плоче

На основу анализе изложених резултата прорачуна силе у ужадима механизма за дизање стреле ротора, закључује се следеће:

- у свим случајевима оптерећења, максималне силе у ужадима система за дизање стреле ротора јављају се када је СР у доњем положају (положај 3), а најмање, када је СР у горњем положају (положај 2), слике 5.92-5.94, табела 5.31;

- највећа максимална сила у ужадима јавља се у CO HZG14 (екстремно преоптерећење), док се најмања максимална сила у ужадима јавља у CO HZ3 (ван погона), табела 5.31;
- у свим случајевима оптерећења доминантан утицај на максималну силу у ужадима има сопствена тежина (E) ПС1 (подструктура стреле ротора); њено учешће креће се у границама од 92,2% (CO HZ3) до 56,5% (CO HZG14), слика 5.95, табела 5.32;
- максимално учешће отпора резања (U) у максималној сили у ужету износи 24,4% (HZG15), а минимално, 17,0% (HZG14), слика 5.102, табела 5.32;
- максимална учешћа осталих парцијалних оптерећења мања су од 10%, слике 5.96-5.101, табела 5.32;
- утицај екстремног преоптерећења (ZZ) узима се у обзир у CO HZG14, када његово максимално учешће износи 41,2%, слика 5.103, табела 5.32.
- у репрезентативном случају оптерећења HZ2 (багер у нормалном раду, оптерећен основним и додатним оптерећењима: сопствена тежина - E , тежина материјала на траци 1 - $F1$, тежина коре на ротору - $V0$, тежина коре на траци 1 - $V1$, дејство подужног ветра - W_L , оптерећења индукована нагибом - N , отпор резања увећан за 30% у односу на номиналну величину - U) удео сопствене тежине подструктуре ротора у максималној сили у ужету креће се у границама од 69,3 ($\alpha_{SR}=-11,19^\circ$) до 65,9% (положај CP: 3), слика 5.104, табела 5.33;
- у CO HZ2 учешће отпора резања (U) у максималној сили у ужету креће се у границама од 19,9% (положај CP: 3) до 18,9% (положај CP: 1), слика 5.104, табела 5.33;
- у CO HZ2 максимална учешћа тежине материјала на траци 1 ($F1$), тежине коре на ротору ($V0$) и оптерећења индукованог нагибом (N) у максималној сили у ужету износе 5,5%, 5,3% и 2,1% респективно, слика 5.105, табела 5.33;
- у CO HZ2 максимална учешћа тежине коре на траци 1 ($V1$) и оптерећења изазваног дејством подужног ветра (W_L) у максималној сили у ужету износе 0,6% и 0,9% респективно, слика 5.105, табела 5.33;
- максимално збирно учешће сопствене тежине подструктуре стреле ротора (E) и отпора резања (U) у максималној сили у ужету за CO HZ2, слика 5.121, креће се у границама од 88,7% ($\alpha_{SR}=-10,4^\circ$) до 85,8% (положај CP: 3);

- максимално збирно учешће свих осталих парцијалних оптерећења ($F1, V0, V1, W_L, N$) у максималној сили у ужету за CO HZ2 креће се у границама од 14,2% (положај CP: 3) до 11,3% ($\alpha_{SR}=-10,4^\circ$), слика 5.121.

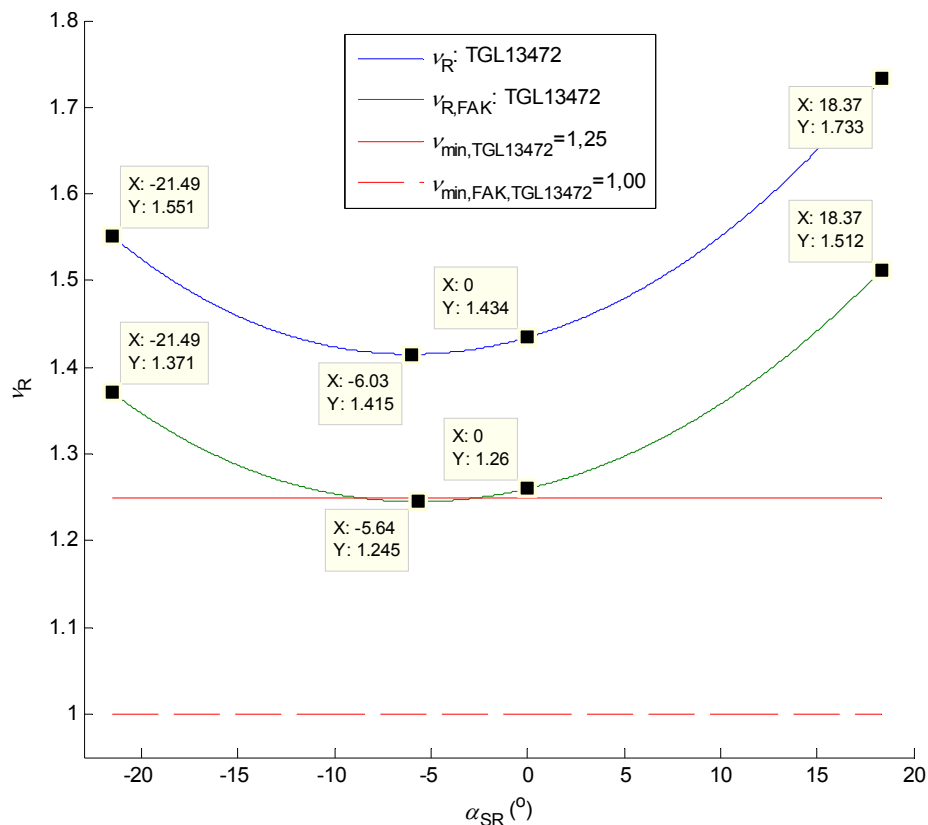


Слика 5.121. Модел M5COR: збирно процентуално учешће E и U у максималној сили у ужету за CO HZ2

На основу анализе минималних вредности степена сигурности против претурања за изведено стање горње градње, закључује се следеће:

- степени сигурности НСБ (и у равни распадне плоче, и у равни радиаксијалног лежаја) имају идентичне вредности за оба модела, што је последица чињенице да су интензитети парцијалних оптерећења која су меродавна за доказ стабилности НСБ инваријантни у односу на примењени стандард;
- у равни распадне плоче, минималне вредности степена сигурности против губитка статичке стабилности веће су од минималних вредности прописаних стандардом DIN 22261-2, за оба анализирана модела, табела 5.36;
- оба модела задовољавају критеријум статичке стабилности НСБ у равни радиаксијалног лежаја, осим у CO HZG15, слике 5.107, 5.109-5.111, 5.114, 5.116, 5.117 и 5.120, табела 5.36;
- степени сигурности против претурања НСБ у равни радиаксијалног лежаја у CO HZG15 нижи су, код оба модела, од минималне вредности прописане стандардом DIN 22261-2 за 1%, слика 5.120, табела 5.36, што је са инжењерског аспекта прихватљиво одступање;

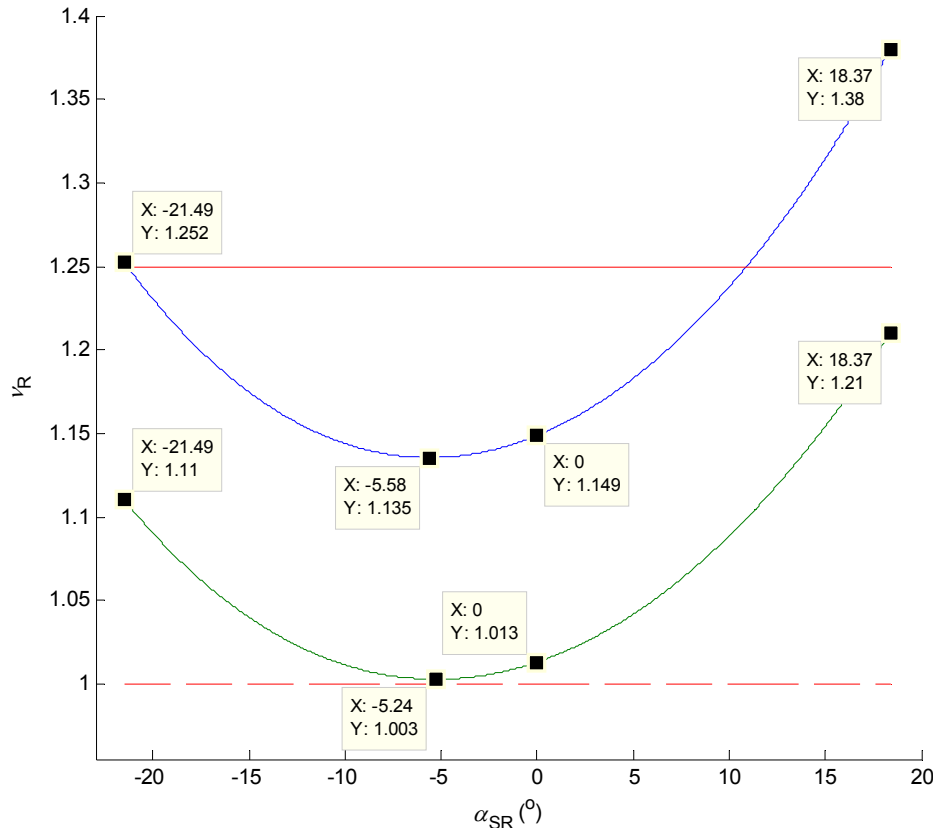
- при оптерећењима израчунатим сагласно стандарду TGL 13472 (модел $M5_{COR,TGL}$), изведена горња градња багера у CO HZ2, HZS6, HZS10 и HZG15 задовољава критеријум статичке стабилности НСР према стандарду DIN 22261-2, слике 5.108, 5.104, 5.106 и 5.110, табела 5.34;
- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР модела $M5_{COR,TGL}$ у CO H1b (1,428) мања је за 4,8% од минималне вредности (1,5) прописане стандардом DIN 22261-2, слика 5.106, табела 5.34, што је са инжењерског аспекта прихватљиво одступање; међутим, уколико се за модел $M5_{COR,TGL}$ примени поступак доказивања статичке стабилности прописан стандардом TGL 13472, уз усаглашавање тежине материјала на траци 1 (тежина терета на траци 1: $1,3 \times 316,48 = 411,42$ kN), онда се закључује да модел $M5_{COR,TGL}$ у CO H1b задовољава оба критеријума статичке стабилности прописана поменути стандардом, слика 5.122;



Слика 5.122. $M5_{COR,TGL}$ - CO H1b према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР

- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР модела $M5_{COR,TGL}$ у CO HZS5 (1,144) мања је за 4,7% од минималне вредности (1,2) прописане стандардом DIN 22261-2, слика 5.112, табела 5.34, што је са инжењерског аспекта прихватљиво одступање; међутим, уколико се за модел $M5_{COR,TGL}$ примени поступак доказивања статичке стабилности прописан стандардом TGL 13472, уз

усаглашавање тежине материјала на траци 1 као у CO H1b, онда се закључује, слика 5.123, да модел $M5_{COR,TGL}$ у CO HZS5 задовољава критеријум статичке стабилности дефинисан изразом (5.12), што је, према поменутом стандарду, довољан услов статичке стабилности; важно је уочити да ће на интервалу угла промене нагиба стреле ротора $-21,49^\circ \leq \alpha_{SR} \leq -0,4^\circ$ реаговати и систем заштите од преоптерећења, слика 5.92.



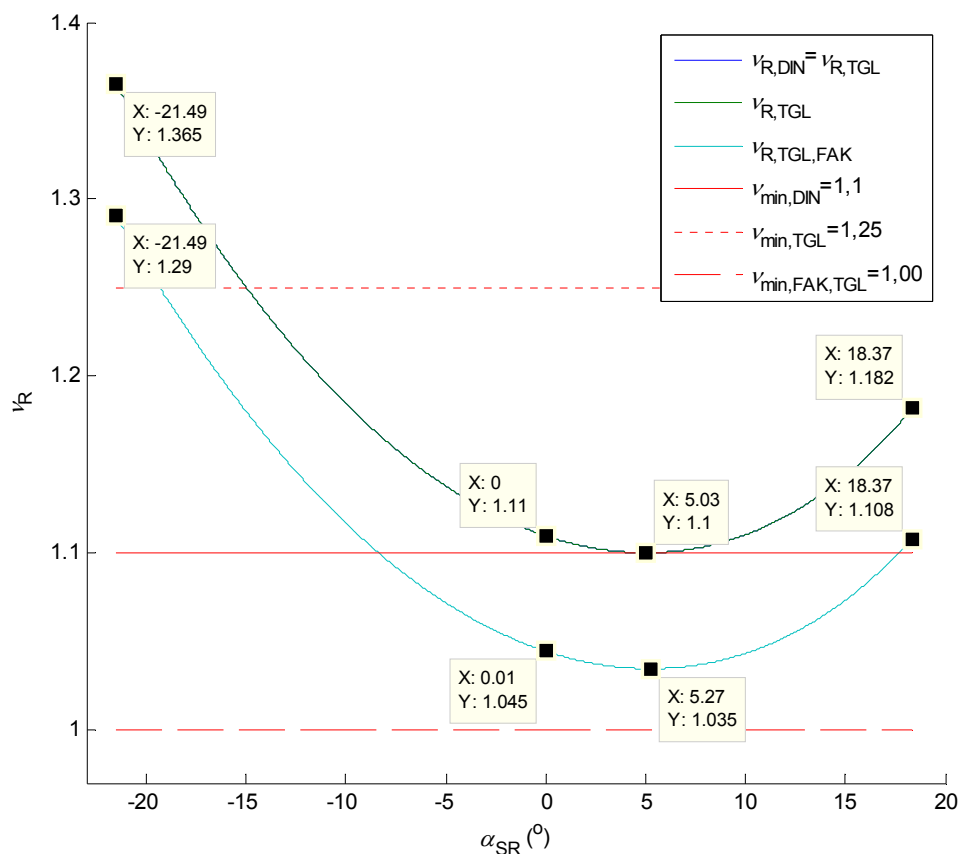
Слика 5.123. $M5_{COR,TGL}$ - CO HZS5 према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР

- CO HZG14 представља гранични случај оптерећења у коме се разматра дејство оптерећења (ZZ) изазваног обрушавањем косине („затрпавање ротора“). Природно, максимална могућа сила екстремног оптерећења (ZZ_E) јавља се када је багер ван погона, празан и оптерећен само сопственом тежином (E), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$), слика 5.91. При дејству тако одређене могуће силе екстремног оптерећења, модел $M5_{COR,TGL}$ не задовољава критеријум статичке стабилности, слика 5.118, табела 5.34, већ се она мора обезбедити активирањем хватаљки. Без активирања хватаљки, модел $M5_{COR,TGL}$ задовољава критеријуме стабилности према стандардима DIN 22261-2 и TGL 13472, уколико је изложен дејству силе преоптерећења $ZZ=0,85ZZ_E$, табела 5.37, слика 5.124.

Табела 5.37. Силе екстремног преоптерећења

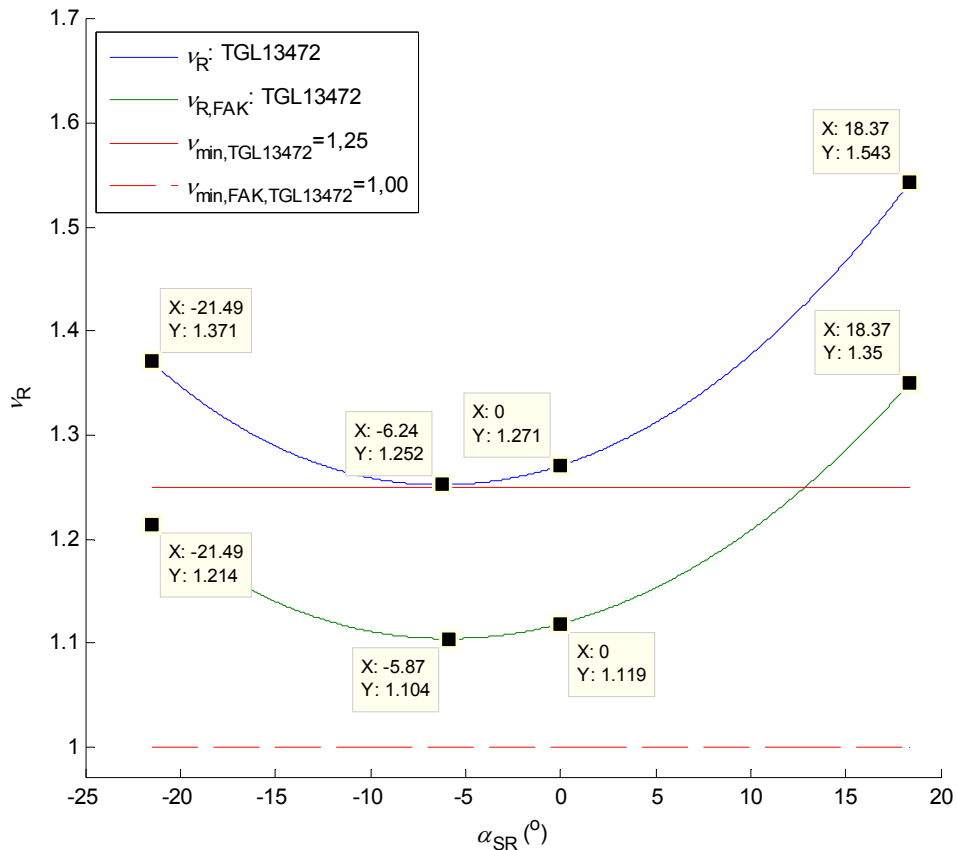
ZZ	Положај стреле ротора					
	1		2		3	
	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)
ZZ _E	1266,3	129,1	1449,7	147,8	1693,8	172,7
0,85ZZ _E	1075,1	109,6	1230,8	125,5	1438,0	146,6

¹⁾ еквивалентна маса у пољу теже



Слика 5.124. M5_{COR,TGL} - CO HZG14: степен сигурности против претурања НСР при дејству силе екстремног преоптерећења ZZ=0,85ZZ_E

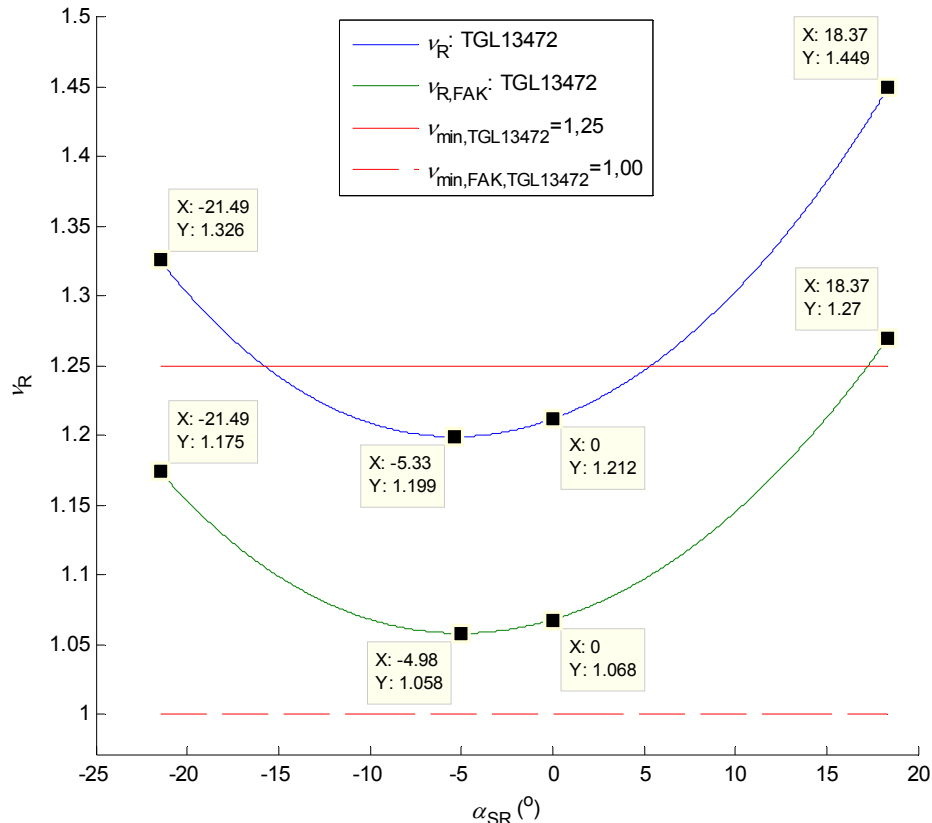
- при оптерећењима израчунатим сагласно стандарду DIN 22261-2 (модел M5_{COR,DIN}), изведена горња градња багера у CO HZS6 и HZG15 задовољава критеријум статичке стабилности НСР према стандарду DIN 22261-2, слике 5.113 и 5.119, табела 5.35;
- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР модела M5_{COR,DIN} у CO H1b (1,265) мања је за 15,7% од минималне вредности (1,5) прописане стандардом DIN 22261-2, слика 5.106, табела 5.35; међутим, уколико се за модел M5_{COR,DIN} примени поступак доказивања статичке стабилности прописан стандардом TGL 13472, уз усаглашавање тежине материјала на траци 1 (тежина терета на траци 1: 1,3×316,48=411,42 kN), онда се закључује да модел M5_{COR,DIN} у CO H1b задовољава оба критеријума статичке стабилности прописана поменути стандардом, слика 5.125;



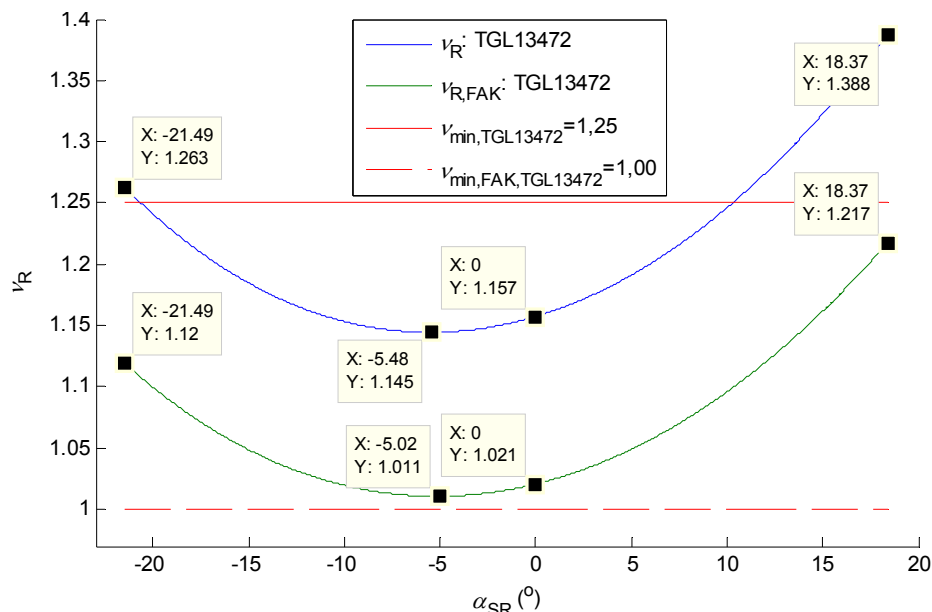
Слика 5.125. $M5_{COR,DIN}$ - CO H1b према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР

- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР модела $M5_{COR,DIN}$ у CO H22 (1,211) мања је за 8,9% од минималне вредности (1,33) прописане стандардом DIN 22261-2, слика 5.108, табела 5.35; међутим, уколико се за модел $M5_{COR,DIN}$ примени поступак доказивања статичке стабилности прописан стандардом TGL 13472, уз усаглашавање тежине материјала на траци 1 као у CO H1b, онда се закључује, слика 5.126, да модел $M5_{COR,DIN}$ у CO H22 задовољава критеријум статичке стабилности дефинисан изразом (5.12), што је, према поменутом стандарду, довољан услов статичке стабилности;
- у CO HZS5 модел $M5_{COR,DIN}$ не задовољава критеријум статичке стабилности, слика 5.112, табела 5.35, што је, првенствено, последица знатно веће прорачунске масе материјала у загушеном левку ротора (35,7 t према DIN 22261-2, у односу на 22,3 t према TGL 13472), као и знатно веће прорачунске масе коре на ротору (19,2 t према DIN 22261-2, у односу на 8,6 t према TGL 13472); у екстремним ситуацијама статичка стабилност обезбеђује се активирањем хватаљки;
- минимална вредност степена сигурности против претурања НСР модела $M5_{COR,DIN}$ у CO HZS10 (1,155) мања је за 3,7% од минималне вредности (1,2) прописане стандардом DIN 22261-2, слика 5.115, табела 5.35, што је са инжењерског аспекта

прихватљиво одступање; међутим, уколико се за модел $M5_{COR,DIN}$ примени поступак доказивања статичке стабилности прописан стандардом TGL 13472, уз усаглашавање тежине материјала на траци 1 као у CO H1b, онда се закључује, слика 5.127, да модел $M5_{COR,DIN}$ у CO HZS10 задовољава критеријум статичке стабилности дефинисан изразом (5.12), што је, према поменутом стандарду, довољан услов статичке стабилности;



Слика 5.126. $M5_{COR,DIN}$ - CO HZ2 према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР



Слика 5.127. $M5_{COR,DIN}$ - CO HZS10 према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања НСР

- с обзиром на чињеницу да је за доказ стабилности у СО HZG14 меродавна могућа сила преоптерећења (ZZ_E) израчуната под претпоставком да је багер ван погона и оптерећен само сопственом тежином (E), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$), слика 5.91, дакле парцијалним оптерећењима која су идентична за оба разматрана модела изведене горње градње ($M5_{COR,TGL}$ и $M5_{COR,DIN}$), закључује се да су идентичне и вредности степена сигурности против претурања, слика 5.118, табеле 5.34 и 5.35; следствено томе, и модел $M5_{COR,DIN}$ без активирања хватаљки задовољава критеријуме стабилности према стандардима DIN 22261-2 и TGL 13472, уколико је изложен дејству силе преоптерећења $ZZ=0,85ZZ_E$, слика 5.124.

Сумарни преглед испуњености критеријума статичке стабилности за горњу градњу багера SRs 2000 ангажованог на експлоатацији јаловине на ПК „Тамнава – Западно Поље“, дат је у табелама 5.38 и 5.39.

Табела 5.38. Модели $M5_{COR,TGL}$ и $M5_{COR,DIN}$: испуњеност критеријума статичке стабилности НСР (без активирања хватаљки)

СО	Оптерећење													
	TGL 13472				DIN 22261-2									
	доказ стабилности				доказ стабилности									
	TGL 13472		DIN 22261-2		DIN 22261-2		TGL 13472							
H1b					<4,8%				<15,7%					
HZ2									<8,9%					
HZS5					<4,7%				*				*	
HZS6														
HZS10									<3,7%					
HZG14	ZZ_E	$0,85ZZ_E$	ZZ_E	$0,85ZZ_E$	ZZ_E	$0,85ZZ_E$	ZZ_E	$0,85ZZ_E$	ZZ_E	$0,85ZZ_E$	ZZ_E	$0,85ZZ_E$	ZZ_E	$0,85ZZ_E$
HZG15	земљотрес: не												земљотрес: не	

*Основни узроци: знатно већа прорачунска маса материјала у загушеном левку ротора (35,7 t према DIN 22261-2, у односу на 22,3 t према TGL 13472), као и знатно већа прорачунска маса коре на ротору (19,2 t према DIN 22261-2, у односу на 8,6 t према TGL 13472)

Табела 5.39. Модели $M5_{COR,TGL}$ и $M5_{COR,DIN}$: испуњеност критеријума статичке стабилности НСБ (без активирања хватаљки)

СО	Оптерећење														
	TGL 13472				DIN 22261-2										
	доказ стабилности				доказ стабилности										
	TGL 13472		DIN 22261-2		DIN 22261-2		TGL 13472								
H1b															
HZ2															
HZ3															
HZS4															
HZS6															
HZS10															
HZG12															
HZG15	земљотрес: не								<1,0%				<1,0%	земљотрес: не	

На основу изложених резултата и њихове критичке анализе, закључује се да услови обезбеђења статичке стабилности багера (активирање система заштите ужади од преоптерећења, као и хватаљки, у екстремним ситуацијама) не деградирају његове техничко-технолошке карактеристике.

5.3.2.3 Стабилност горње градње багера SRs 2000 („Тамнава-Западно Поље“) након реконструкције погона ротора (модел 6)

Модел горње градње након реконструкције погона ротора (модел 6: М6) добијен је на основу модела постојеће горње градње $M5_{COR}$, чији су основни параметри статичке стабилности дати у табели 5.25.

Уградња редизајнираног погона ротора, као и једнозидог ротора, доводи до повећања масе подструктуре стреле ротора (ПС1) и промене положаја њеног средишта, табела 5.40.

Табела 5.40. Маса подструктуре стреле ротора и апсциса њеног средишта

Модел	m_{PS1} (t)	$x_{1,PS1}$ (m)
Постојеће стање ($M5_{COR}$)	420,534	-24,158
Стање након реконструкције (М6)	428,546	-24,641

При постојећој укупној маси баласта $m_{B,172}=172$ t, маса горње градње и апсциса њеног средишта у односу на координатни систем $O_3x_3y_3z_3$ (радиаксијални лежај), након уградње реконструисане подструктуре стреле ротора (ПС1) имају вредности:

$$m_{GG,M6,172} = m_{GG,M5} - m_{PS1,M5} + m_{PS1,M6} = 1075,707 - 420,534 + 428,546 = 1083,719 \text{ t.} \quad \dots(5.73)$$

$$\begin{aligned} x_{3,GG,M6,172} &= \frac{m_{GG,M5,COR} x_{3,GG,M5,COR} - m_{PS1,M5,COR} (x_{1,PS1,M5,COR} + x_{3,O1}) + m_{PS1,M6} (x_{3,M6} + x_{3,O1})}{m_{GG,M6,172}} = \\ &= \frac{1}{1083,719} [1075,707 \times 1,237 - 420,534 \times (-24,158 - 3) + \\ &+ 428,546 \times (-24,641 - 3)] = 0,836 \text{ m.} \quad \dots(5.74) \end{aligned}$$

Да би се одржала пројектована апсциса тежишта горње градње ($x_{3,GG,M5,COR}=1,237$ m) неопходно је извршити корекцију, односно додати

$$\Delta m_B = m_{GG,M6,172} \frac{x_{3,GG,M5,COR} - x_{3,GG,M6,172}}{x_{3,B} - x_{3,GG,M5,COR}} = 1083,719 \frac{1,237 - 0,836}{35,140 - 1,237} = 12,818 \text{ t} \quad \dots(5.75)$$

баласта. Дакле, након извршене реконструкције укупна маса баласта износи $m_{B,M6}=184,818$ t. Коначна величина Δm_B одређује се на основу резултата вагања након извршене реконструкције. Подаци о основним параметрима статичке стабилности модела М6 дати су у табели 5.41.

Стабилност горње градње обезбеђује њена сопствена тежина, табела 5.41:

- у равни распадне плоче (РП)

$$E_{M6,RP} = (m_{PS1} + m_{PS2} + m_{COR})g = (428,546 + 506,975 + 41,996) \times 9,81 = 9589,44 \text{ kN;} \quad \dots(5.76)$$

- у равни радиаксијалног лежаја (К)

$$E_{M5,COR,K} = E_{M6,RP} + m_{PS3}g = 9589,44 + 119,020 \times 9,81 = 10757,03 \text{ kN.} \quad \dots(5.77)$$

Зависност положаја тежишта горње градње приказана је на сликама 5.128 и 5.129.

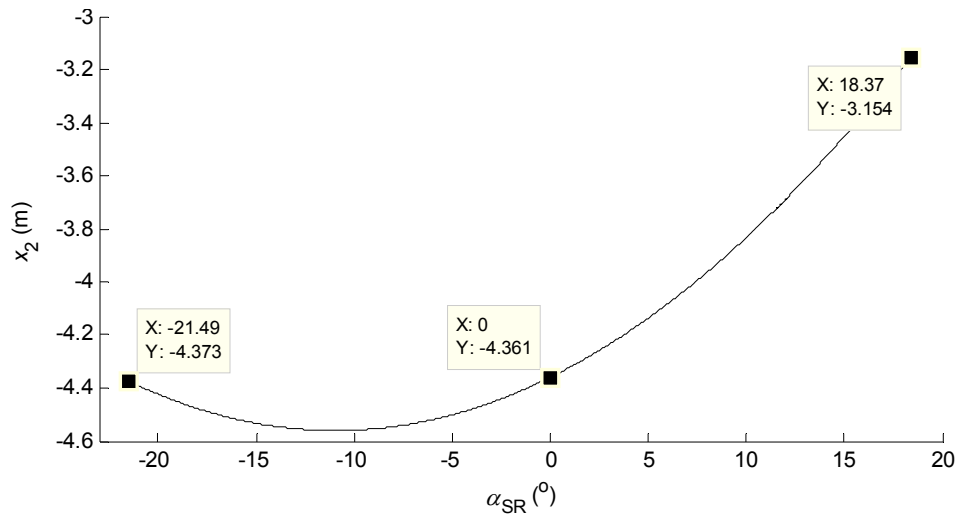
Табела 5.41. Основни параметри статичке стабилности модела М6 при укупној маси баласта 184,818 t (СР хоризонтална)

Део	Величина	Модел 6
ПС1	m (t)	428,546
	x_3 (m)	-27,641
	y_3 (m)	-0,428
	z_3 (m)	8,960
ПС2	m (t)	506,975
	x_3 (m)	26,231
	y_3 (m)	0,098
	z_3 (m)	16,734
ПС3	m (t)	119,020
	x_3 (m)	0,399
	y_3 (m)	0,052
	z_3 (m)	1,575
КМ ¹⁾	m (t)	41,996
	x_3 (m)	-3,439
	y_3 (m)	1,409
	z_3 (m)	9,461
ГГ	m (t)	1096,537
	x_3 (m)	1,237
	y_3 (m)	-0,063
	z_3 (m)	11,772

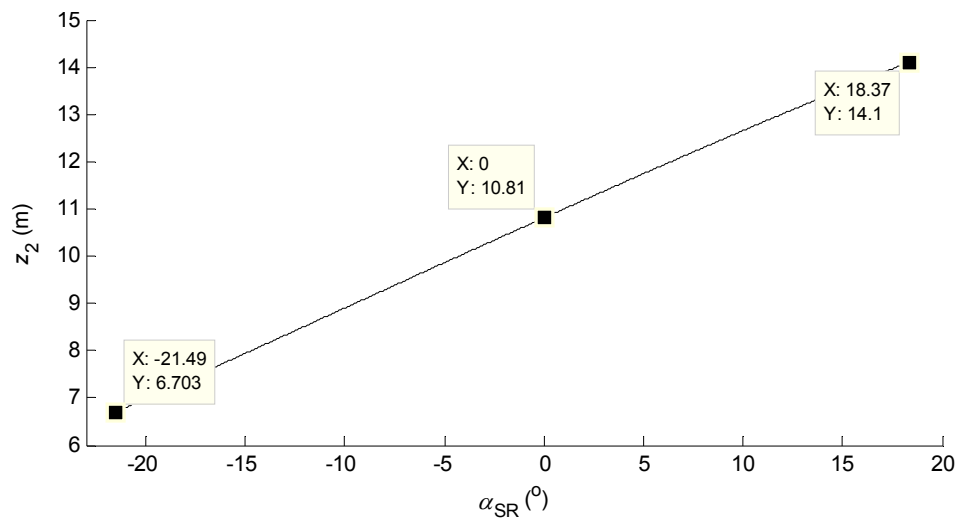
¹⁾ Корективна маса

Основни параметри реконструисаног погона ротора са фреквентном регулацијом су:

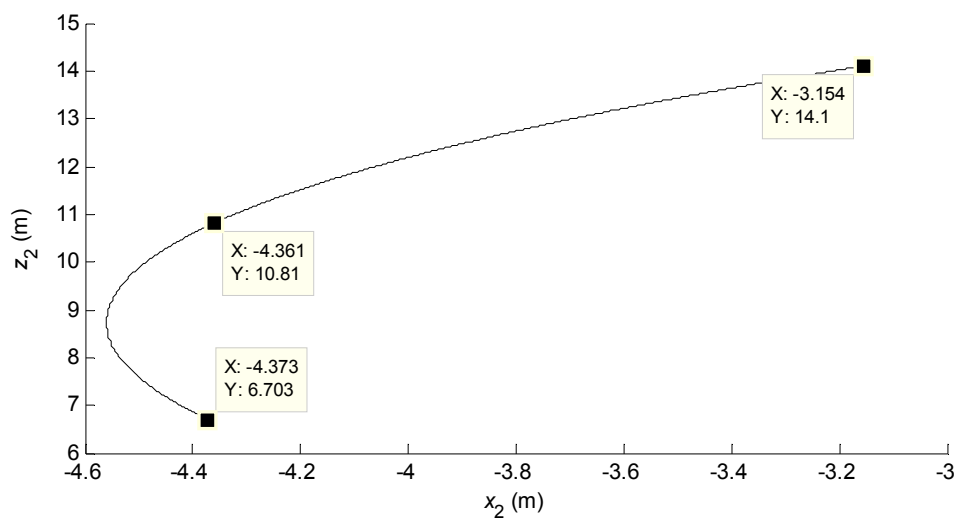
- номинална снага мотора: $P_{\text{НОМ}}=1250$ kW;
- номинална учестаност обртања вратила мотора: $n_{\text{ЕМ}}=990$ min⁻¹;
- гранични момент сигурносне спојнице: $M_S=16280$ Nm;
- преносни однос редуктора погона ротора: $i_R=223,4$;
- степен корисности погона ротора: $\eta_{\text{PR}}=0,92$;
- губитак снаге услед трења материјала о полумесецу: $\lambda=0,02$;
- коефицијент преоптерећења мотора: $k_{P1}=1,25$;
- гранични коефицијент преоптерећења (сигурносна спојница): $k_{P2}=1,35$.



(a)

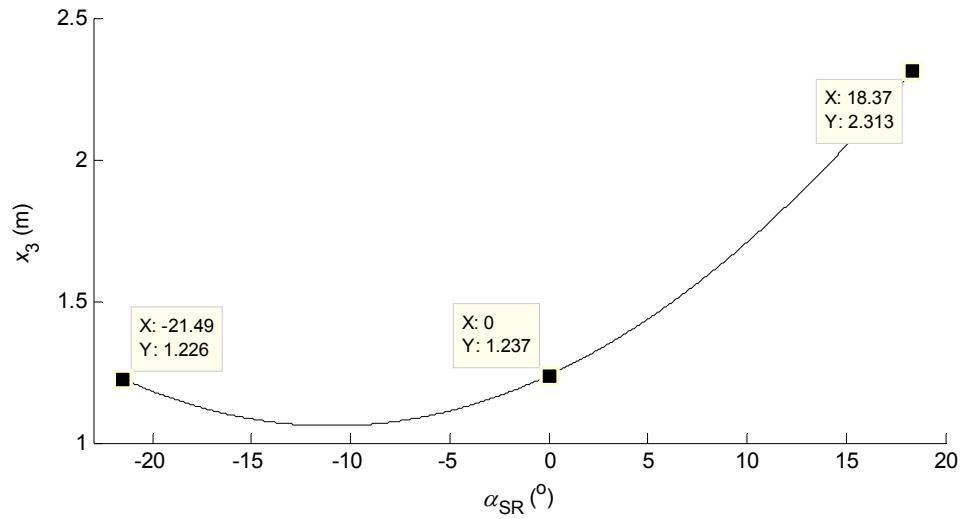


(б)

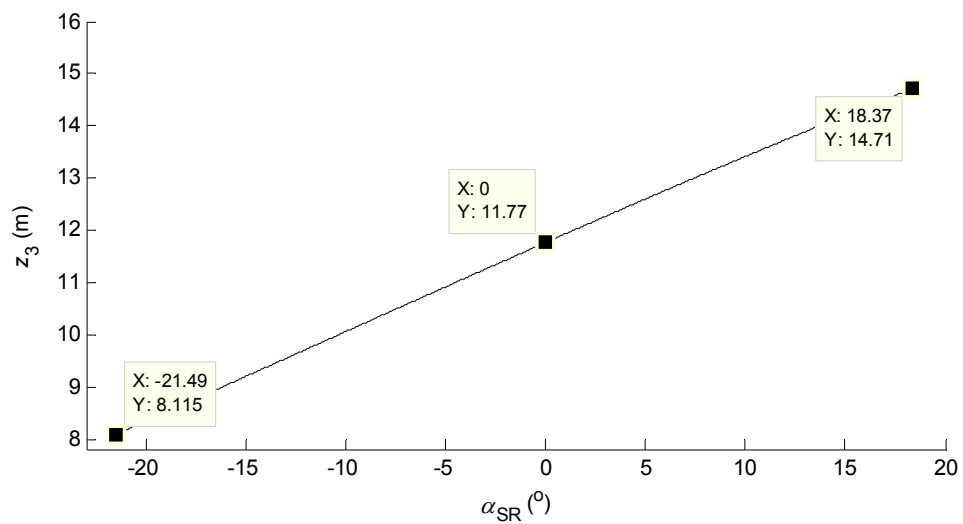


(в)

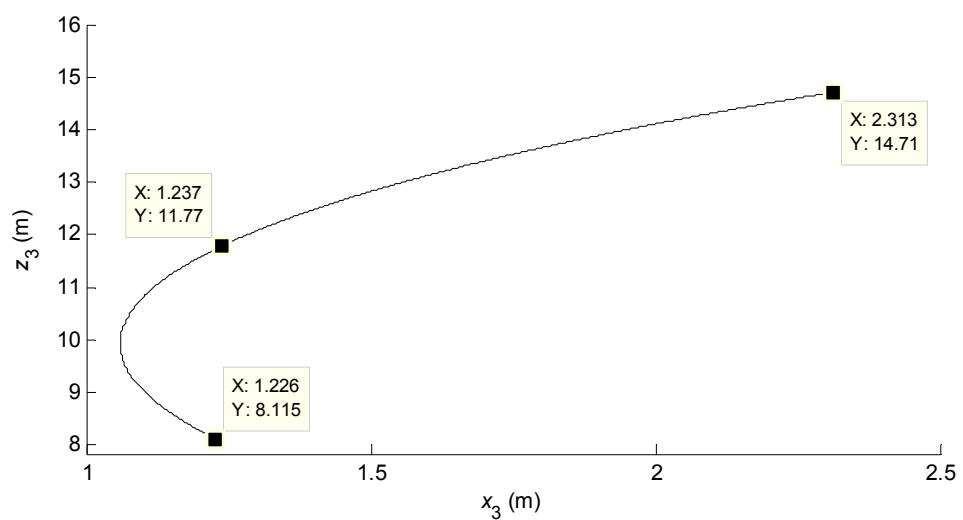
Слика 5.128. Модел М6: апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $E_{M6,RP}$



(a)



(б)



(в)

Слика 5.129. Модел М6: апсциса (а), апликата (б) и путања (в) тежишта $E_{M6,K}$

Номинална угаона брзина вратила електромотора:

$$\omega_{EM} = \frac{\pi n_{EM}}{30} = \frac{\pi \times 990}{30} = 103,673 \text{ s}^{-1}. \quad \dots(5.78)$$

Номинални обртни момент на вратилу ротора:

$$M_K = i_R \frac{P_{NOM}}{\omega_{EM}} = 223,4 \frac{1250}{103,673} = 2693,6 \text{ kNm}. \quad \dots(5.79)$$

Губитак момента у погону ротора:

$$M_{V1} = M_K (1 - \eta_{PR}) = 2693,6 \times (1 - 0,92) = 215,5 \text{ kNm}. \quad \dots(5.80)$$

Губитак момента услед трења материјала о полумесеца:

$$M_{V2} = \lambda M_K = 0,02 \times 2693,6 = 53,9 \text{ kNm}. \quad \dots(5.81)$$

Момент на вратилу ротора при зауставном моменту мотора:

$$M_{AU} = k_{P1} M_K = 1,25 \times 2693,6 = 3367,0 \text{ kNm}. \quad \dots(5.82)$$

Тангентни отпор копања:

$$U = 2 \frac{M_{AU} - M_{V1} - M_{V2}}{D_R} = 2 \frac{3367,0 - 215,5 - 53,9}{12,0} = 516,3 \text{ kN}. \quad \dots(5.83)$$

Гранични обртни момент на вратилу ротора:

$$M_{KUS} = i_R M_S = 223,4 \times 16,28 = 3637,0 \text{ kNm}. \quad \dots(5.84)$$

Екстремни тангентни отпор копања:

$$UU = 2 \frac{M_{KUS} + M_{V1} - M_{V2}}{D_R} = 2 \frac{3637,0 + 215,5 - 53,9}{12,0} = 633,1 \text{ kN}. \quad \dots(5.85)$$

Подаци о оптерећењима подструктура модела М6 дати су у табелама 5.42-5.44. Оптерећења индукована нагибом (N, NN) и земљотресом (DD) узета су у величини наведеној у табели 5.20 (колона 4).

Табела 5.42. Оптерећења ПС1 модела М6

Оптерећење	Интензитет (kN)	x_1 (m)	y_1 (m)	z_1 (m)
E	4204,04	-24,641	-0,428	4,752
$F1$	385,16	-20,720	0,890	2,900
$FF1$	467,32	-20,720	0,890	2,900
$V0$	188,61	-41,011	-0,737	2,900
$V1$	38,52	-20,720	0,890	2,900
$VV1$	350,02	-40,300	1,000	4,860
$W_{L,PS1}$	95,86	-23,838	-	4,716
$WW_{L,PS1}$	306,75	-23,838	-	4,716
U	516,30	-46,953	0,018	2,900
UU	633,10	-46,953	0,018	2,900
$Z0$	1000,00	-41,011	-0,817	2,900

Табела 5.43. Оптерећења ПС2 модела М6

Оптерећење	Интензитет (кН)	x_2 (m)	y_2 (m)	z_2 (m)
E	4973,43	20,531	0,098	14,526
$W_{L,PS2}$	85,25	-	-	15,940
$WW_{L,PS2}$	272,80	-	-	15,940

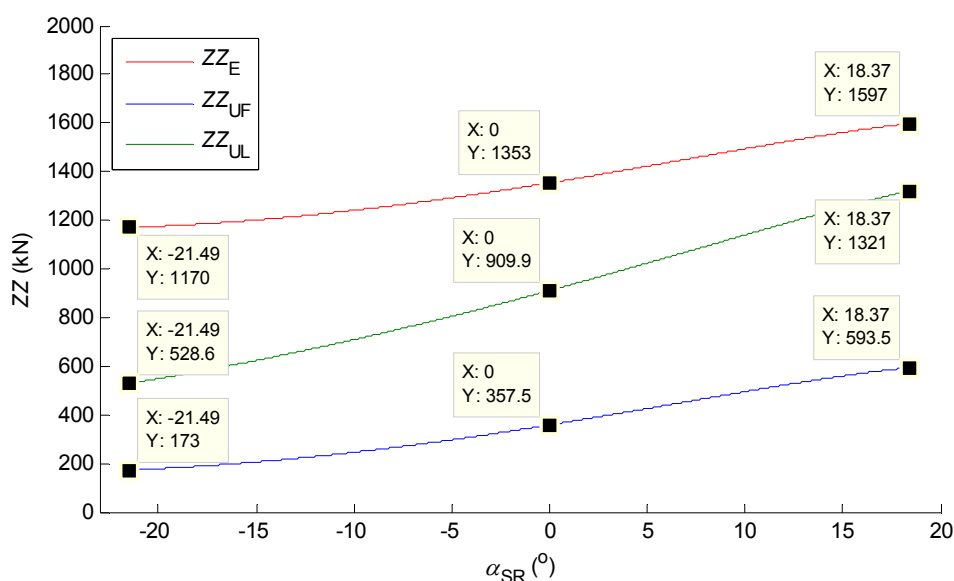
Табела 5.44. Оптерећења ПС3 модела М6

Оптерећење	Интензитет (кН)	x_3 (m)	y_3 (m)	z_3 (m)
E	1167,59	0,399	0,052	1,575
$W_{L,PS3}$	10,89	-	-	1,590
$WW_{L,PS3}$	34,85	-	-	1,590

Као потенцијално меродавне за доказ стабилности у СО НЗГ14 разматрају се силе екстремног преоптерећења израчунате за три карактеристична случаја:

- ZZ_E : горња градња оптерећена сопственом тежином (E_{RP}), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- ZZ_{UF} : горња градња оптерећена отпором резања-напред (U_F), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);
- ZZ_{UL} : горња градња оптерећена отпором резања-доле (U_L), сопственом тежином (E_{RP}), тежином транспортованог материјала ($F1$), тежином коре (V), као и утицајима нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$);

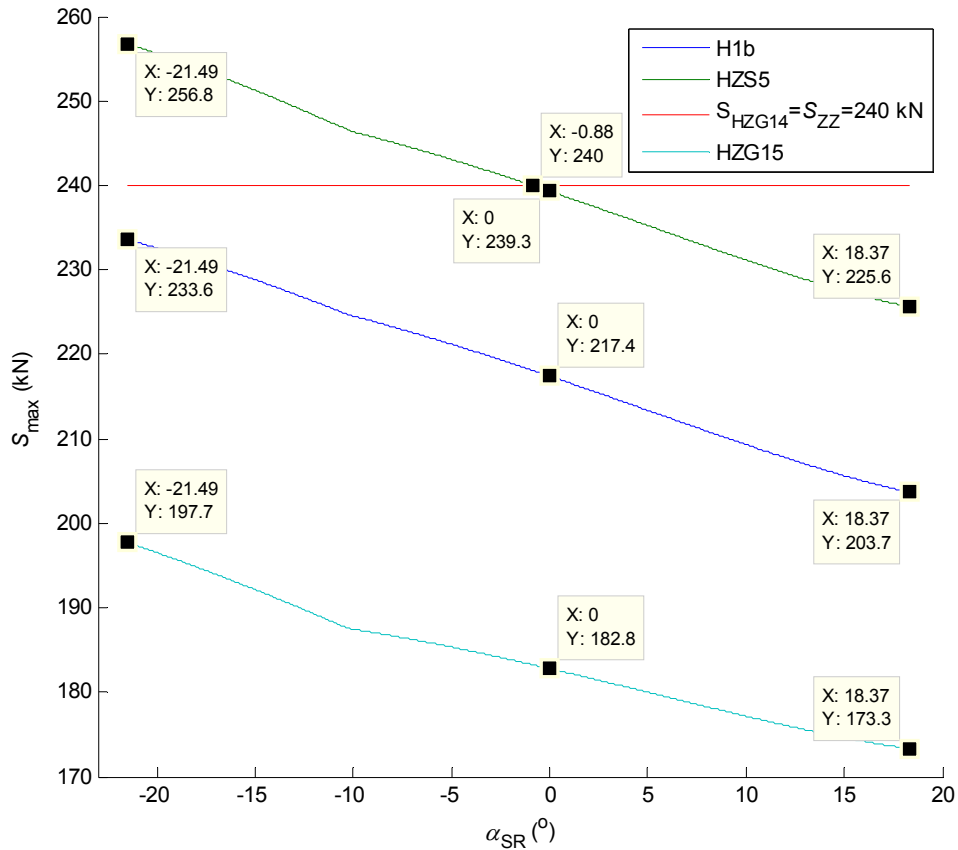
слика 5.130.



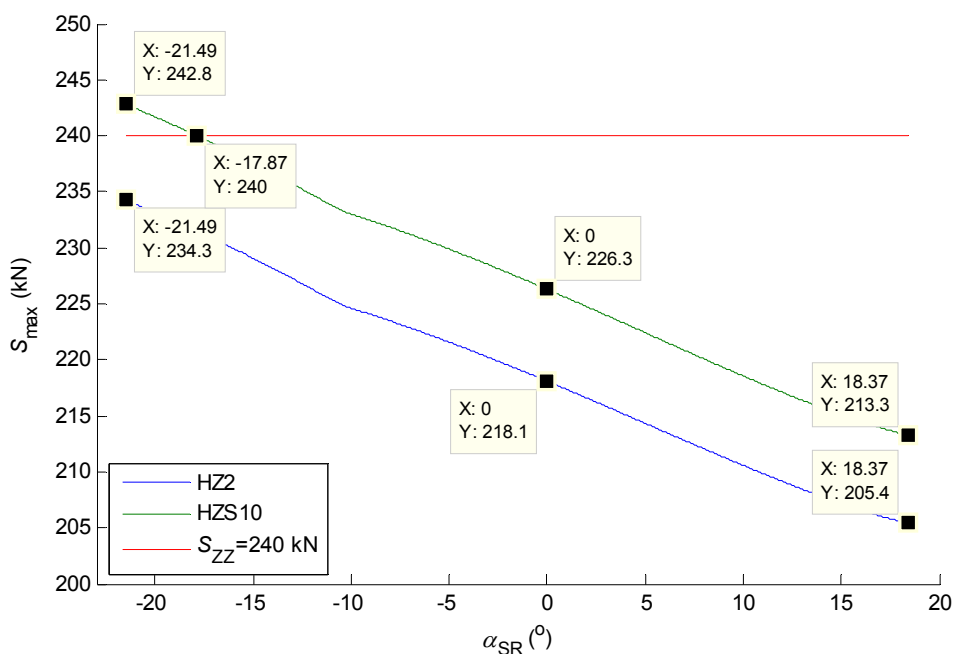
Слика 5.130. Силе екстремног преоптерећења модела б

С обзиром на чињеницу да сила екстремног преоптерећења ZZ_E има највећи интензитет у целокупном дијапазону промене угла нагиба стреле ротора, слика 5.130, она се усваја као меродавана за доказ стабилности у CO HZG14.

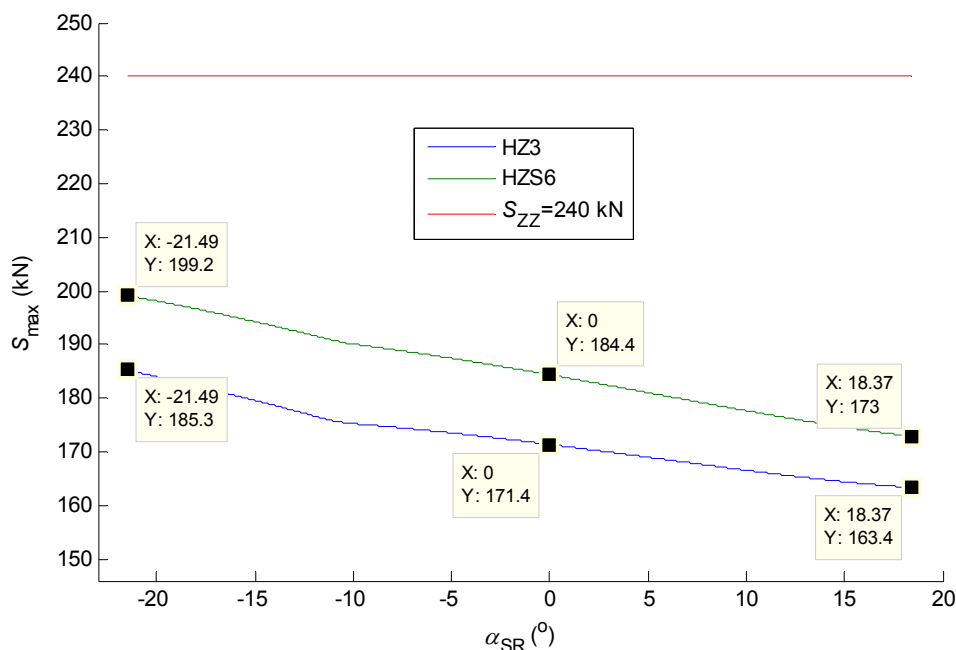
Дијаграми промене максималних сила у ужадима механизма за дизање стреле ротора приказани су на сликама 5.131-5.133, табела 5.45.



Слика 5.131. Модел М6: максималне силе у ужету за CO H1b, HZS5, HZG14 и HZG15



Слика 5.132. Модел М6: максималне силе у ужету за CO HZ2 и HZS10



Слика 5.133. Модел М6: максималне силе у ужету за CO HZ3 и HZS6

Табела 5.45. Модел М6: максималне силе у ужадима

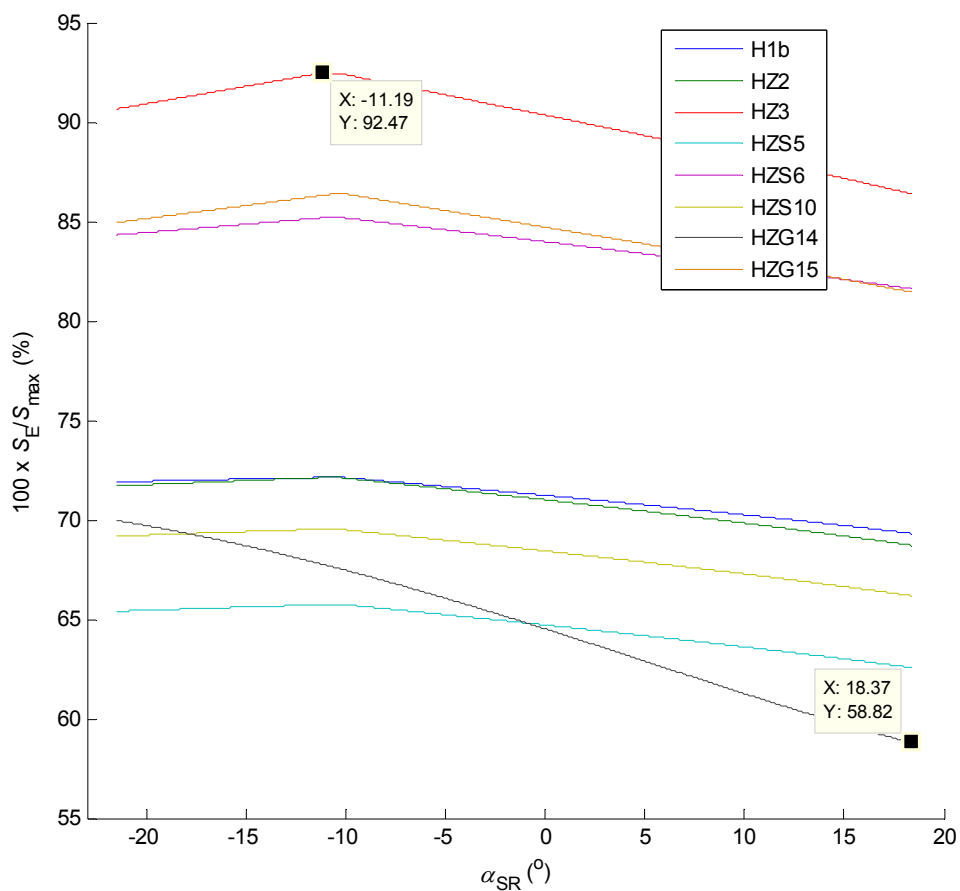
CO	S _{max} (kN)		
	положај стреле ротора		
	3	1	2
H1b	233,6	217,4	203,7
HZ2	234,3	218,1	205,4
HZ3	185,3	171,4	163,4
HZS5	256,8	239,3	225,6
HZS6	199,2	188,4	173,0
HZS10	242,8	226,3	213,3
HZG14	240,0	240,0	240,0
HZG15	197,7	182,8	173,3

Важно је уочити, слике 5.131 и 5.132, табела 5.45, да је интензитет максималне прорачуске силе у CO HZS5 и HZS10 већи од максималног интензитета силе у ужету ограниченог системом заштите од преоптерећења и то:

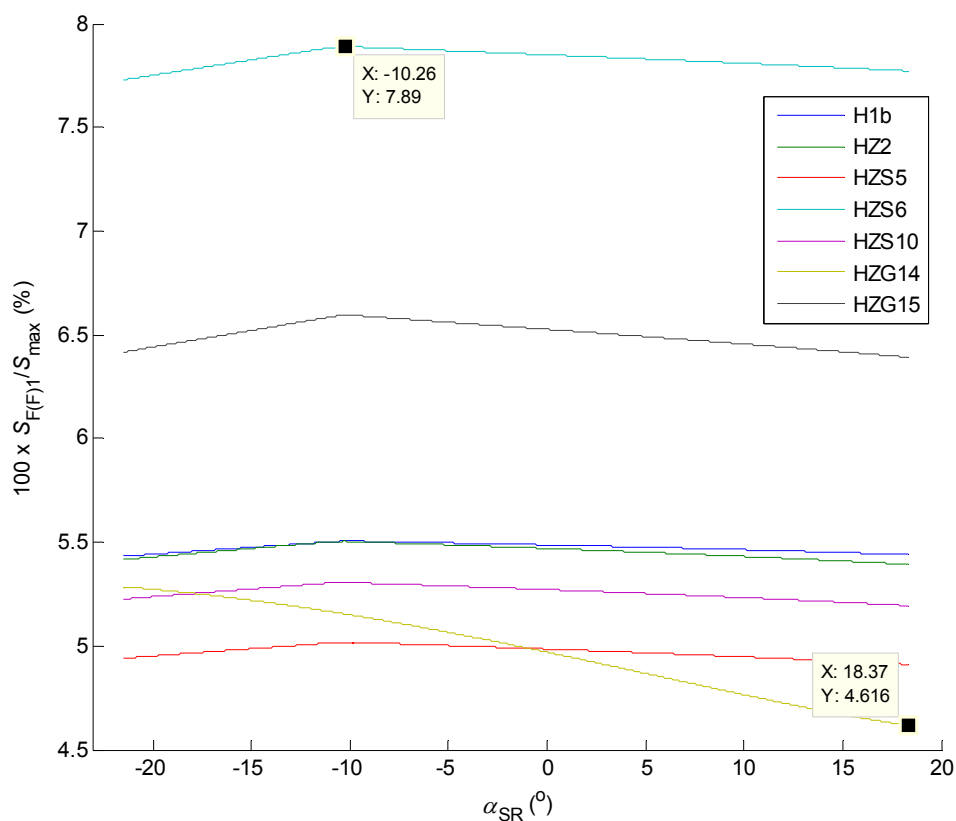
- у CO HZS5 на интервалу $-21,49^\circ \leq \alpha_{SR} \leq -0,88^\circ$;
- у CO HZS10 на интервалу $-21,49^\circ \leq \alpha_{SR} \leq -17,87^\circ$,

што не ограничава технолошке могућности машине с обзиром на чињеницу да је реч о екстремним случајевима оптерећења.

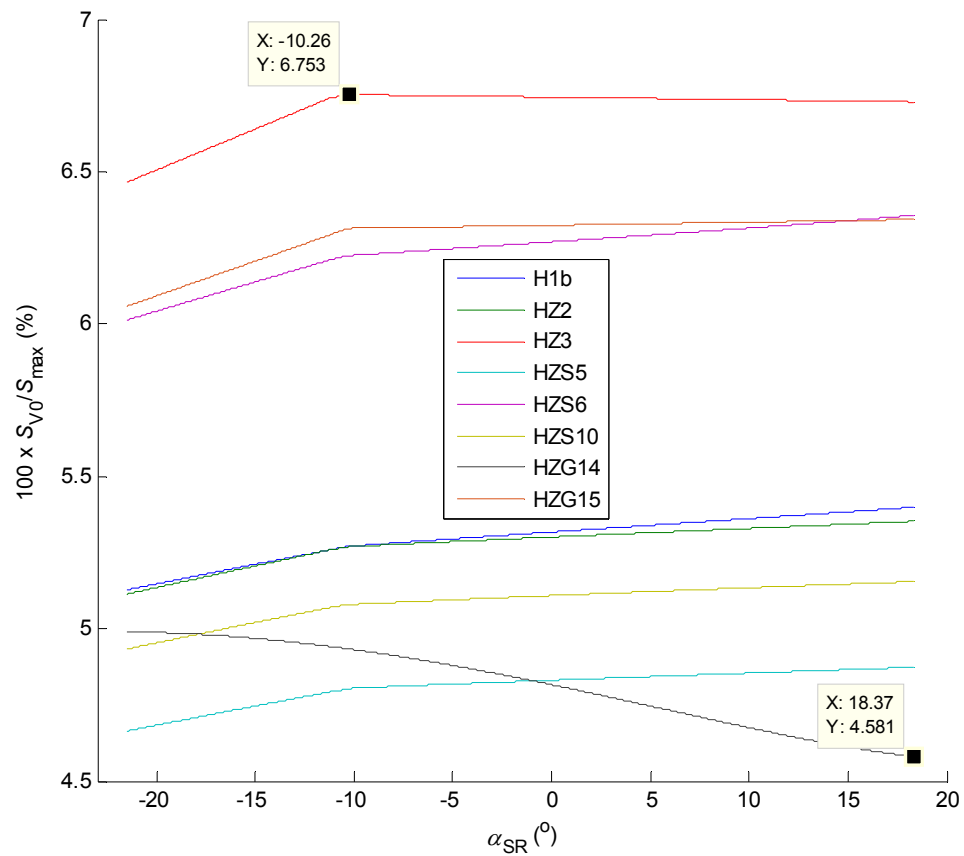
Процентуална учешћа парцијалних оптерећења ПС1 у максималној сили у ужадима, за разматране случајеве оптерећења дата су на сликама 5.134-5.144 и у табелама 5.46 и 5.47.



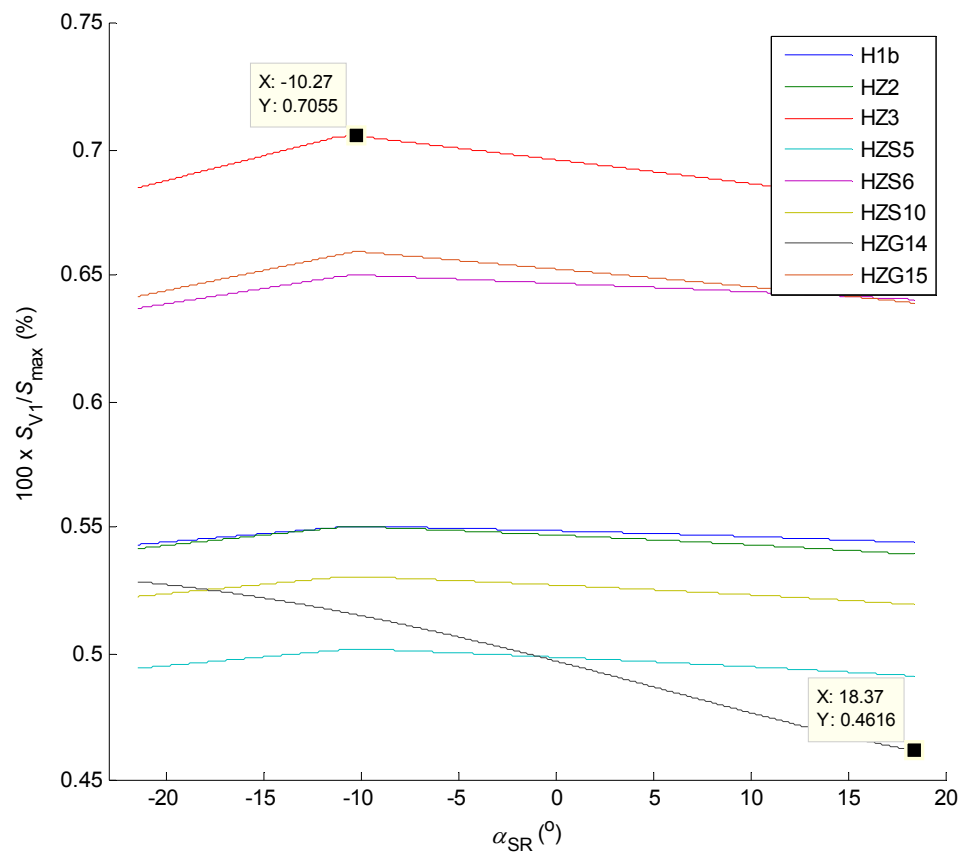
Слика 5.134. Модел М6: процентуално учешће сопствене тежине (E) у максималној сили у ужету



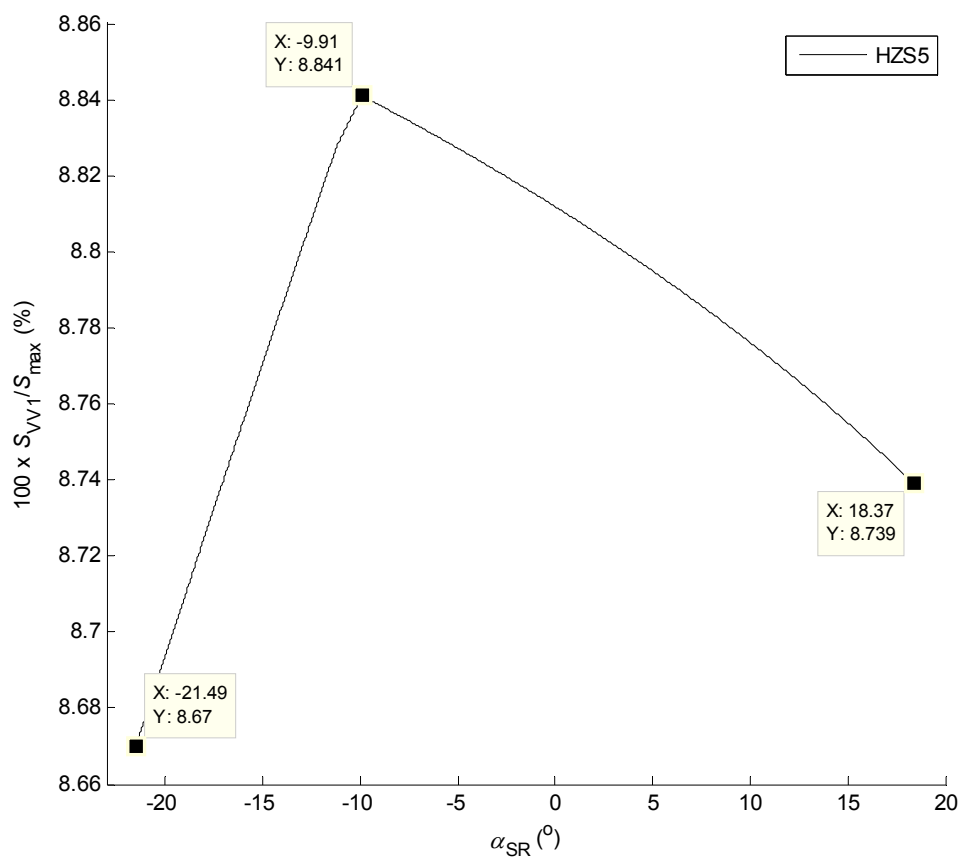
Слика 5.135. Модел М6: процентуално учешће тежине материјала на траци 1 (F1, FF1) у максималној сили у ужету



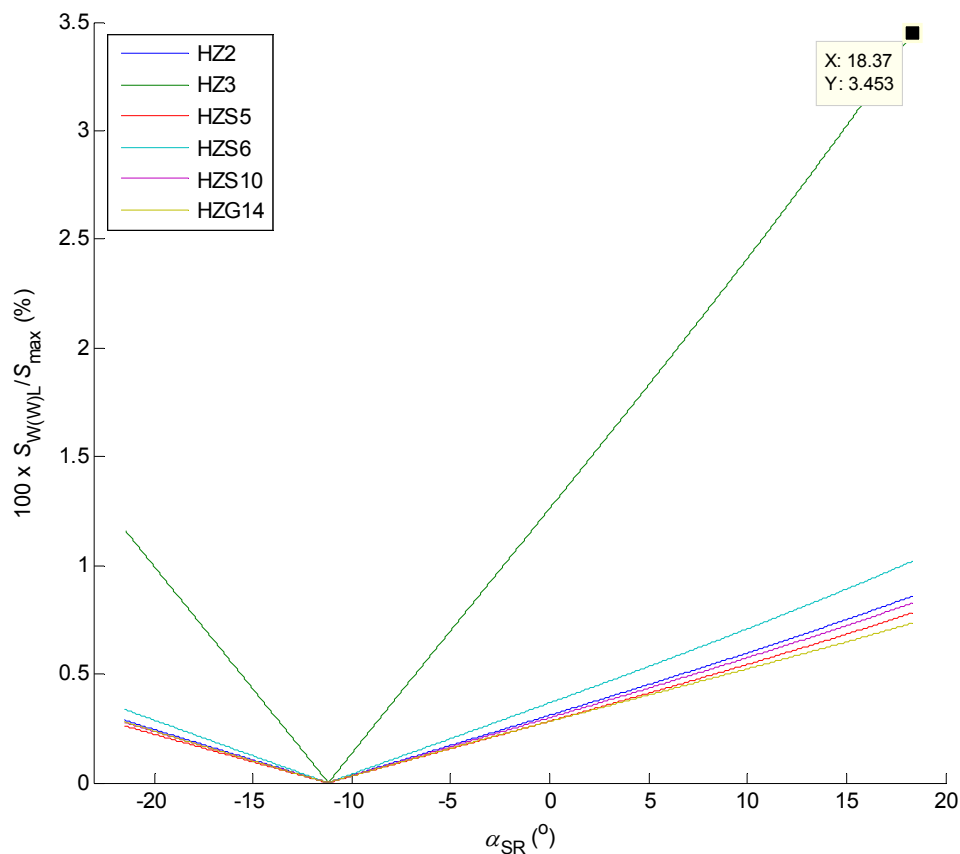
Слика 5.136. Модел М6: процентуално учешће тежине коре на ротору (V0) у максималној сили у ужету



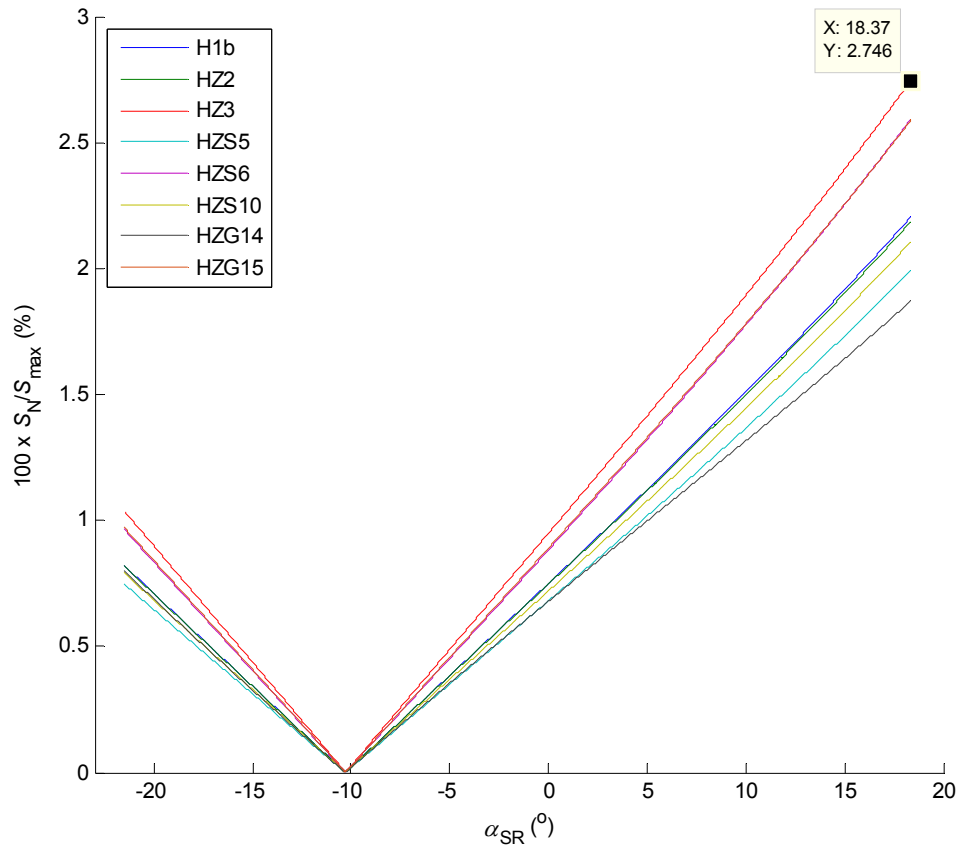
Слика 5.137. Модел М6: процентуално учешће тежине коре на траци 1 (V1) у максималној сили у ужету



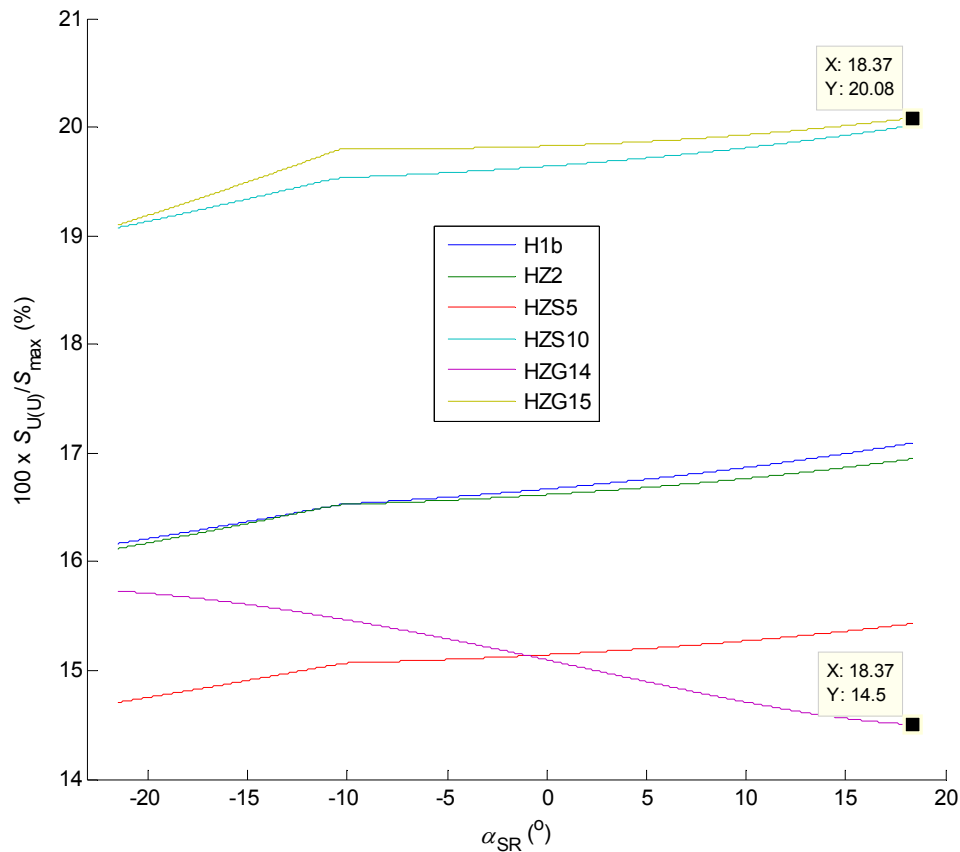
Слика 5.138. Модел М6: процентуално учешће тежине материјала у загушеном левку ротора (VV1) у максималној сили у ужету



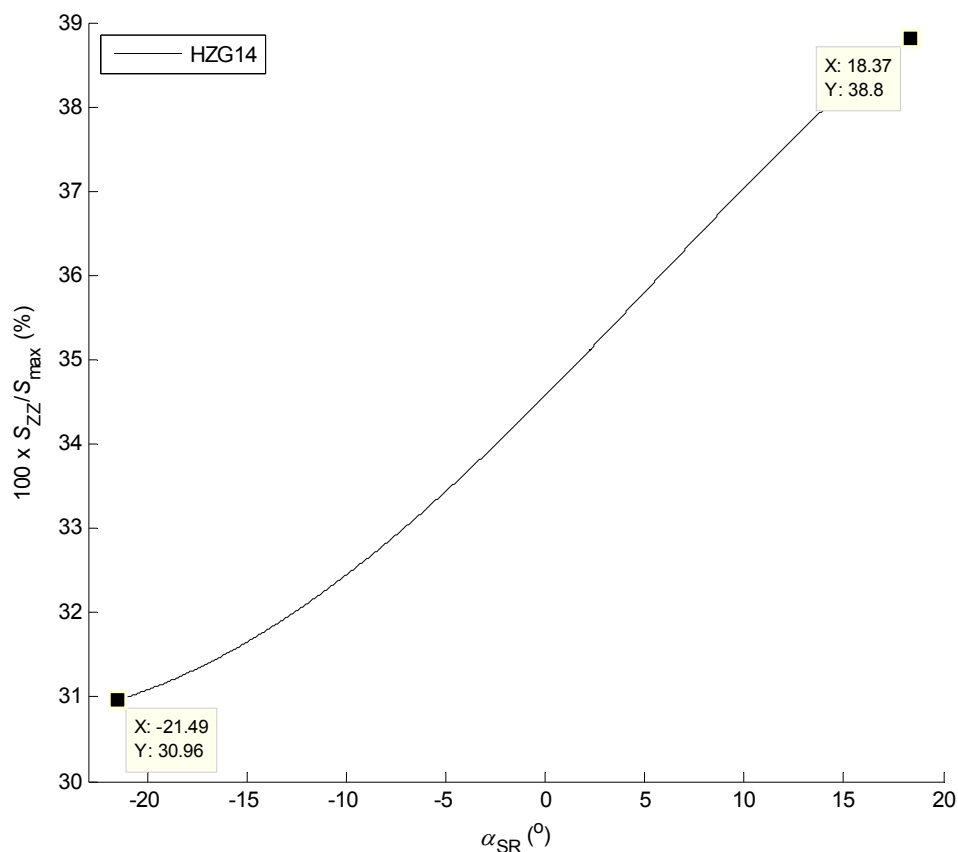
Слика 5.139. Модел М6: процентуално учешће дејства подужног ветра (W_L , WW_L) у максималној сили у ужету



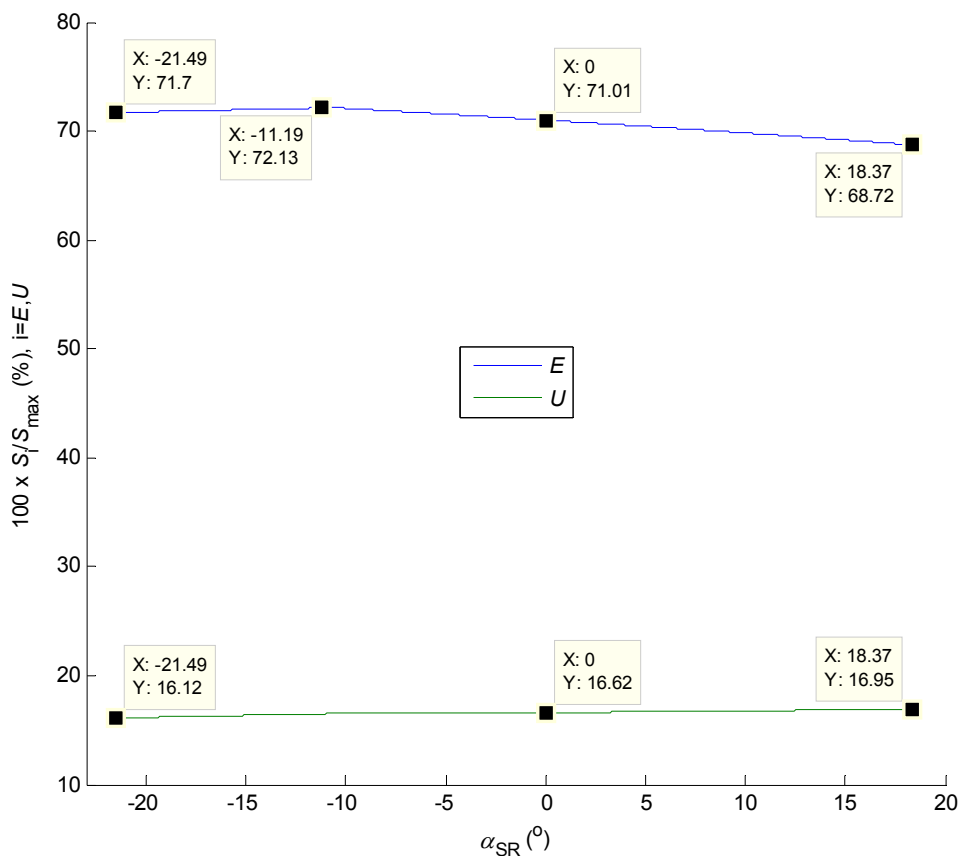
Слика 5.140. Модел М6: процентуално учешће оптерећења индукваног нагибом (N) у максималној сили у ужету



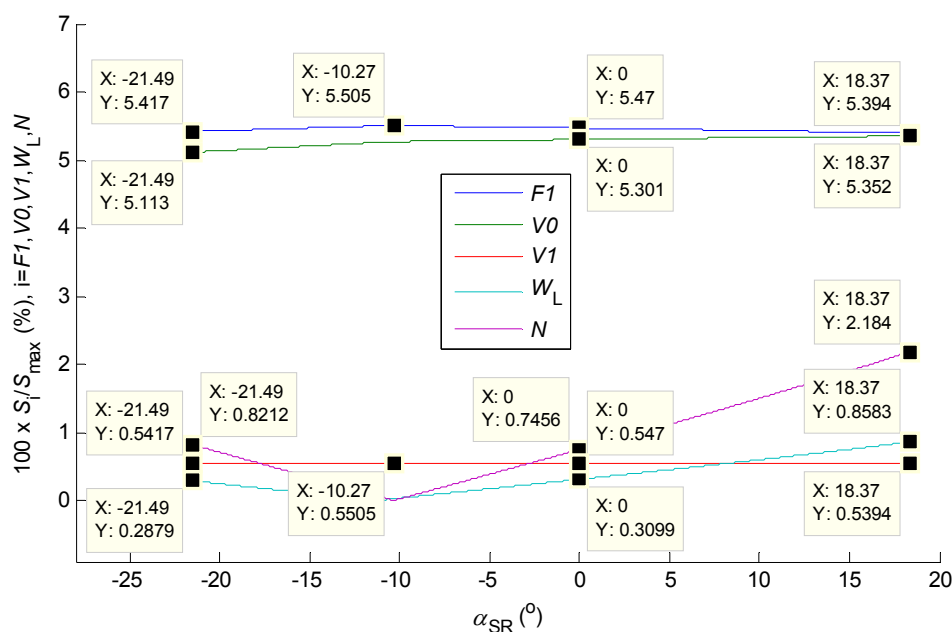
Слика 5.141. Модел М6: процентуално учешће отпора резања (U, UU) у максималној сили у ужету



Слика 5.142. Модел М6: процентуално учешће екстремног преоптерећења (ZZ) у максималној сили у ужету



Слика 5.143. Модел М6: процентуално учешће E и U у максималној сили у ужету за CO HZ2



Слика 5.144. Модел М6: процентуално учешће $F1$, $V0$, $V1$, W_L и N у максималној сили у ужету за CO HZ2

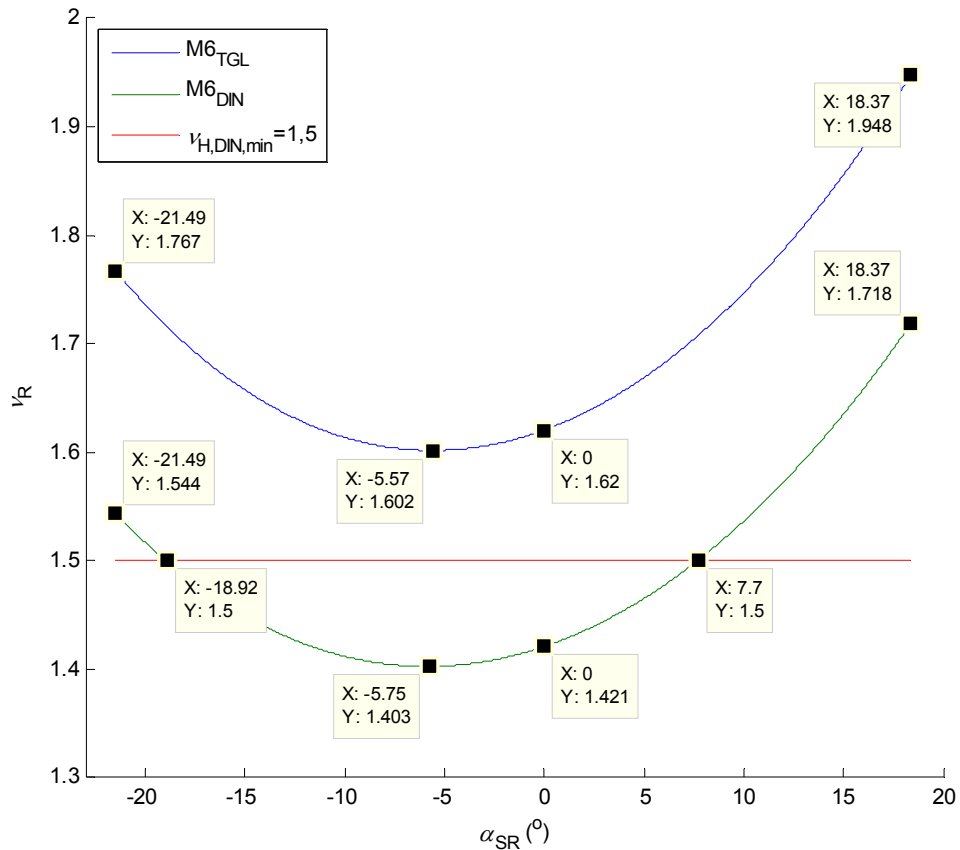
Табела 5.46. Модел М6: процентуално учешће парцијалних оптерећења у максималној сили у ужету

Оптерећење	Учешће (%)			
	max.	CO	min.	CO
E	92,5	HZ3	58,8	HZG14
$F1(FF1)$	7,9	HZS6	4,6	HZG14
$V0$	6,8	HZ3	4,6	HZG14
$V1$	0,7	HZ3	0,5	HZG14
$VV1$	8,8	HZS5	8,7	HZS5
$W_L (WW_L)$	3,5	HZ3	0	сви
N	2,8	HZ3	0	сви
$U (UU)$	20,1	HZG15	14,5	HZG14
ZZ	38,8	HZG14	31,0	HZG14
$DD=N$	2,8	HZ3	0	сви

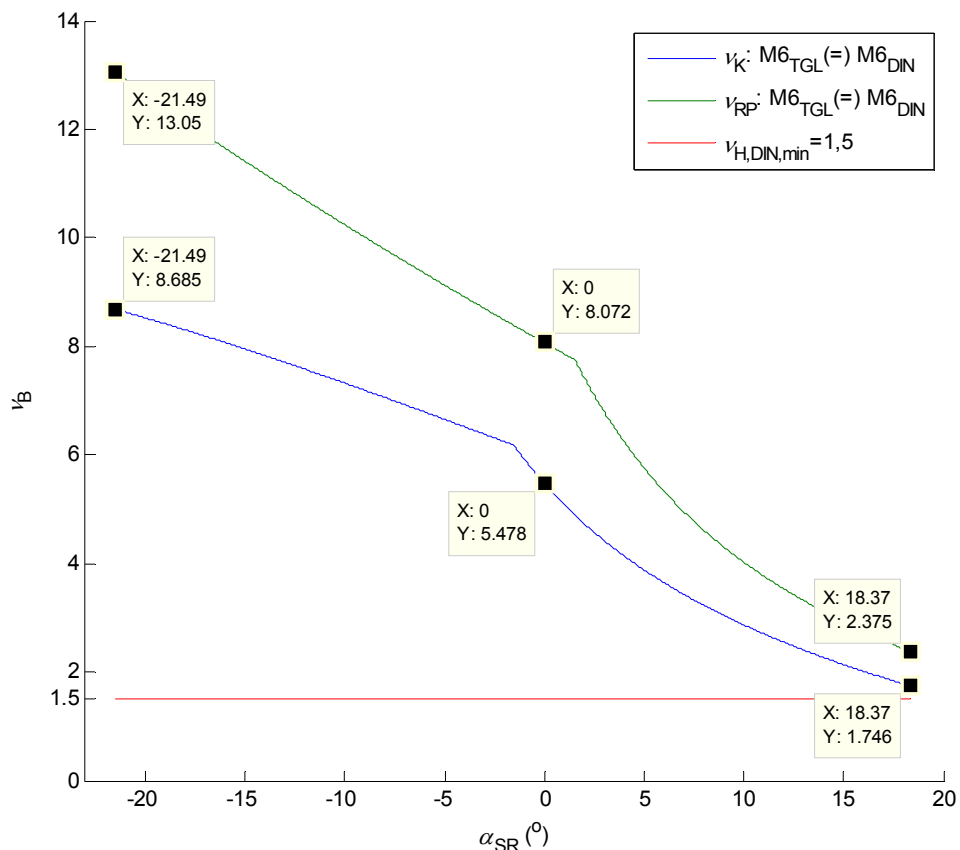
Табела 5.47. Модел М6: максимално процентуално учешће парцијалних оптерећења у максималној сили у ужету за CO HZ2

Оптерећење	Максимално учешће (%)	Положај стреле ротора
E	72,1	$\alpha_{SR} = -11,19^\circ$
$F1$	5,5	$\alpha_{SR} = -10,27^\circ$
$V0$	5,4	3
$V1$	0,6	$\alpha_{SR} = -10,27^\circ$
W_L	0,9	3
N	2,2	3
U	17,0	3

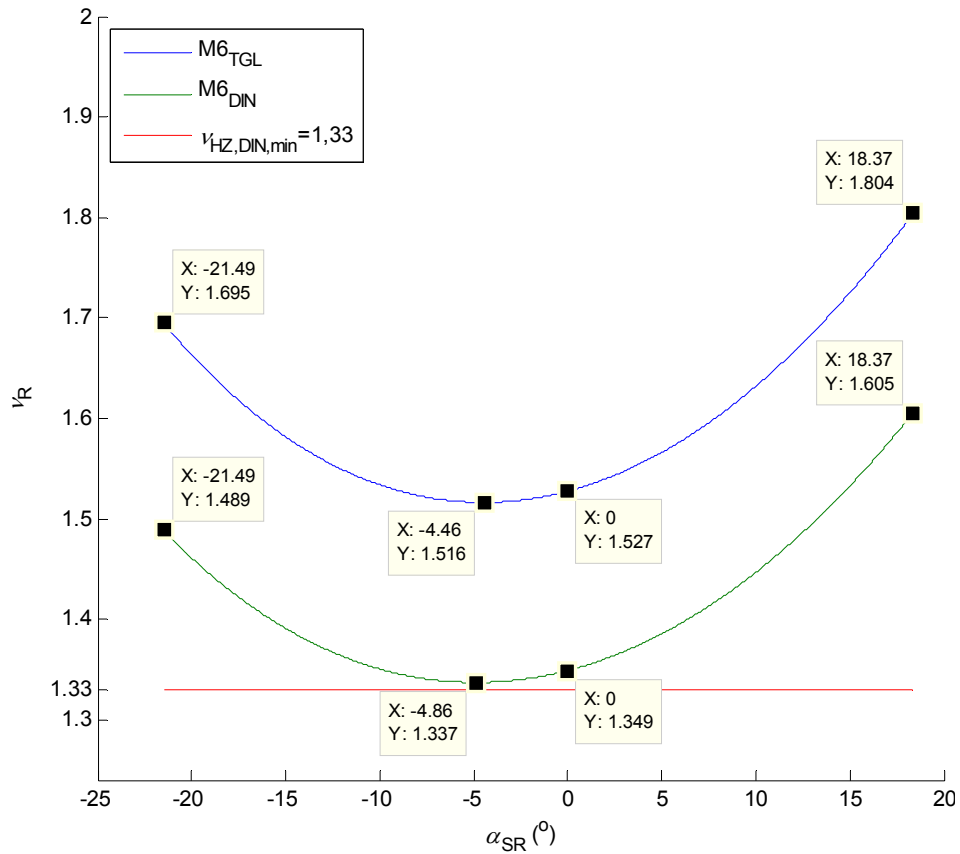
За модел М6 израчунате су вредности степена сигурности против претурања у целокупном домену промене угла нагиба стреле ротора, слике 5.145-5.159. Минималне прорачунске вредности у референтним случајевима оптерећења, сагласно стандарду DIN 22261-2, дате су у табелама 5.48-5.50.



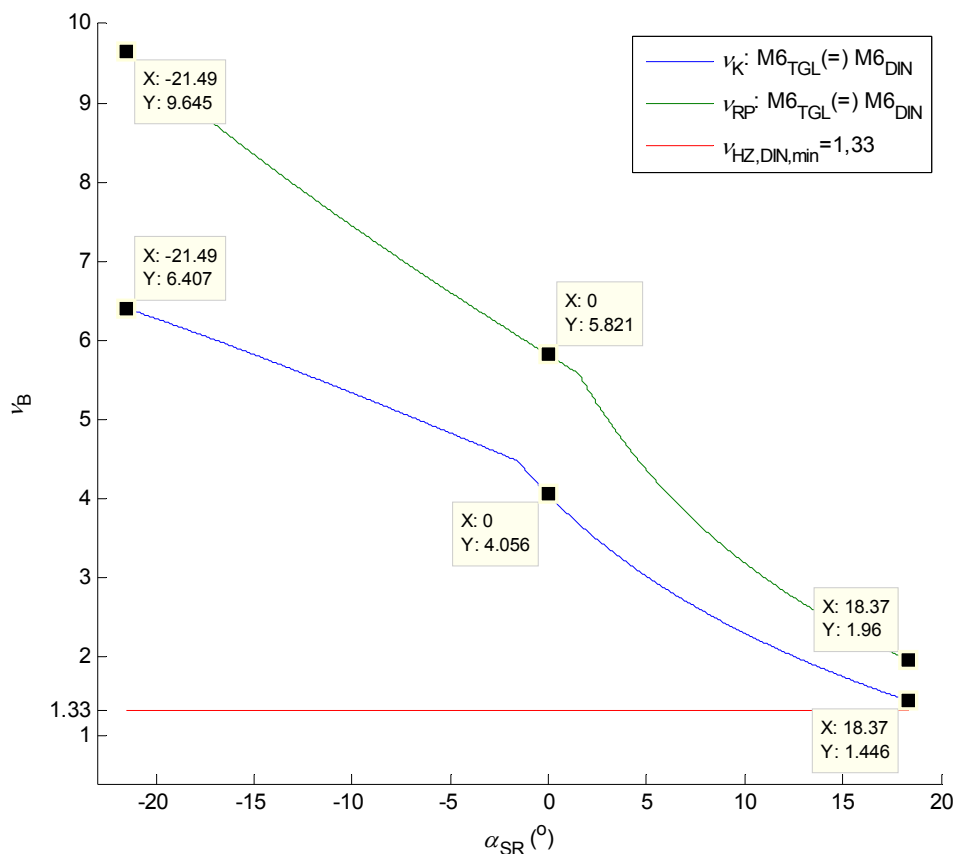
Слика 5.145. Модел М6 - СО Н1b: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



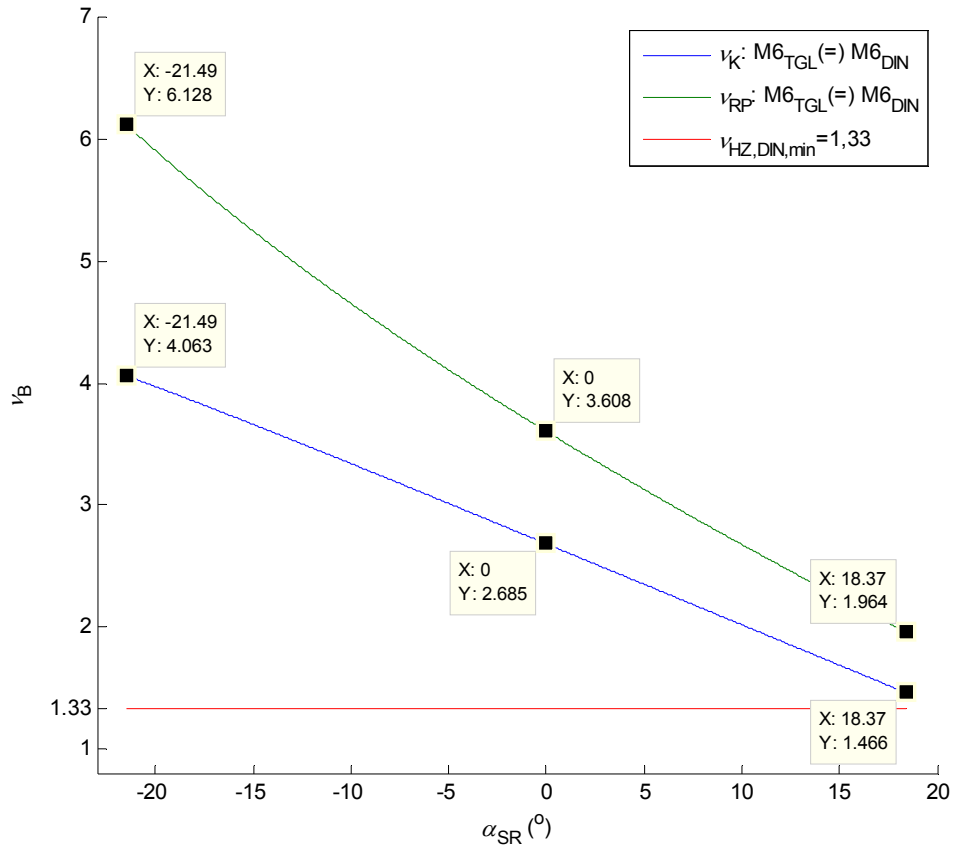
Слика 5.146. Модел М6 - СО Н1b: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



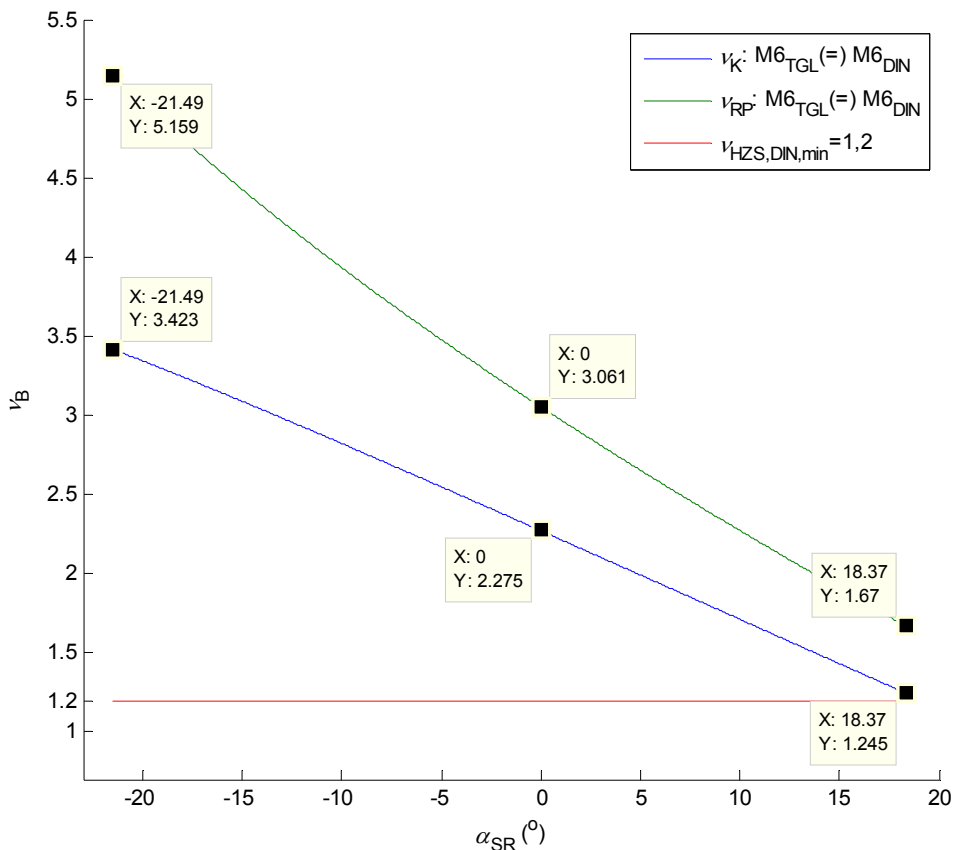
Слика 5.147. Модел М6 - СО HZ2: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



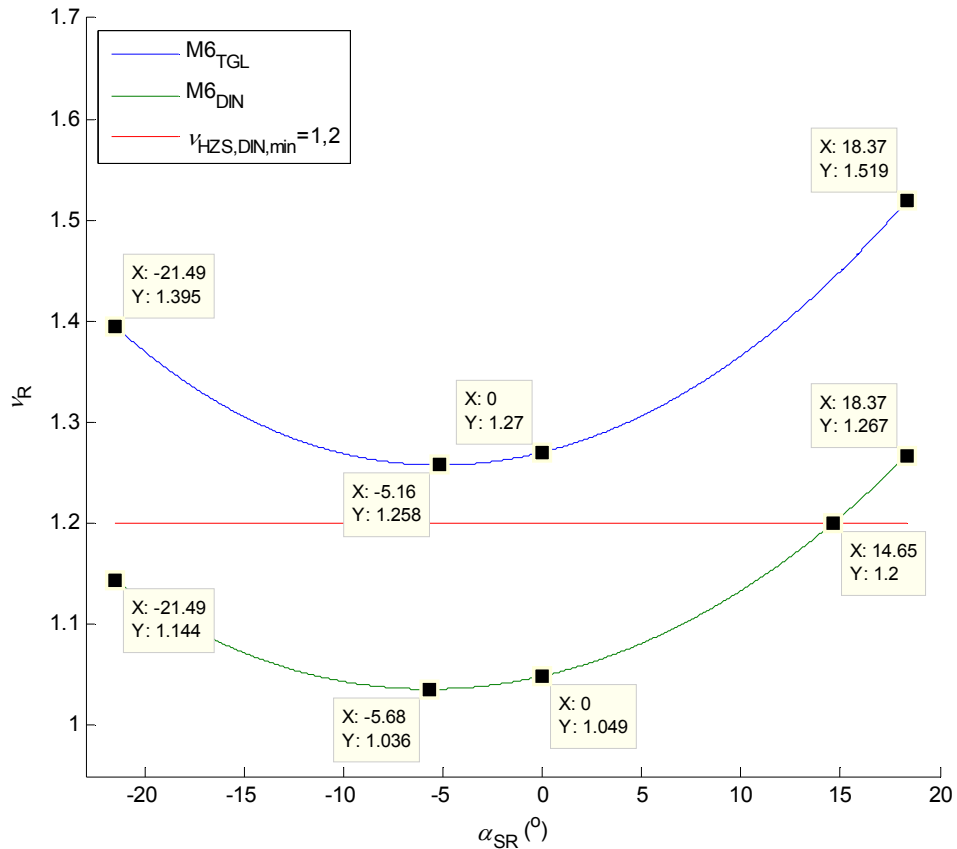
Слика 5.148. Модел М6 - СО HZ2: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



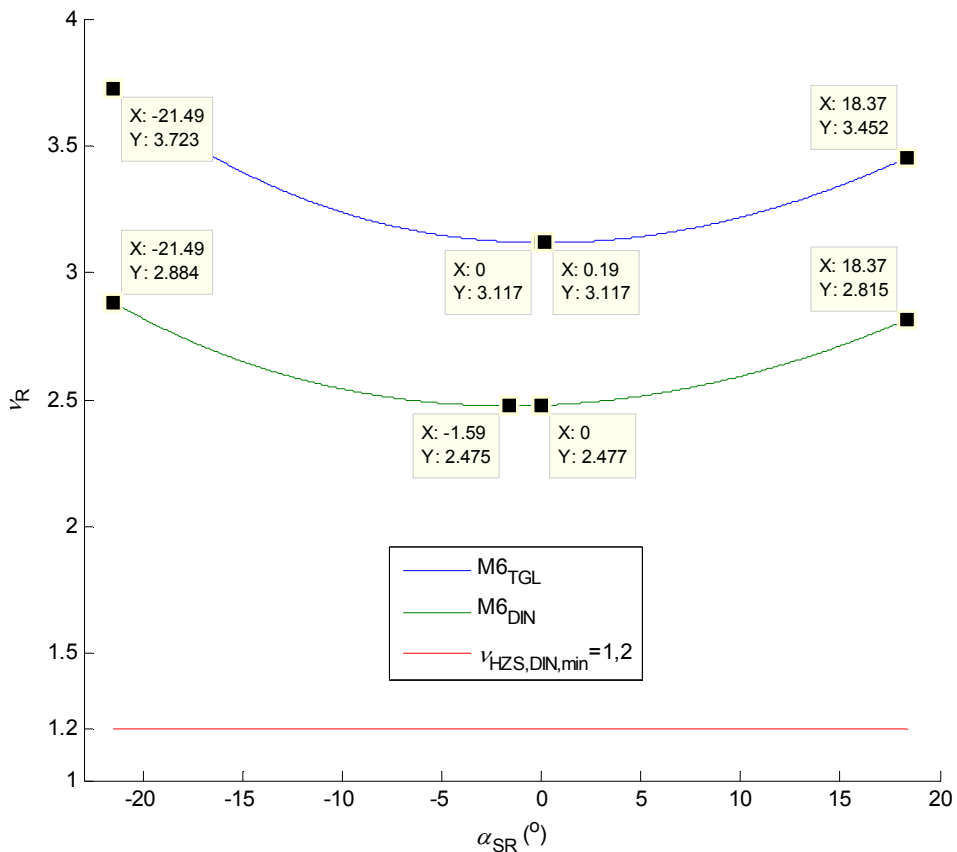
Слика 5.149. Модел М6 - СО НЗ3: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



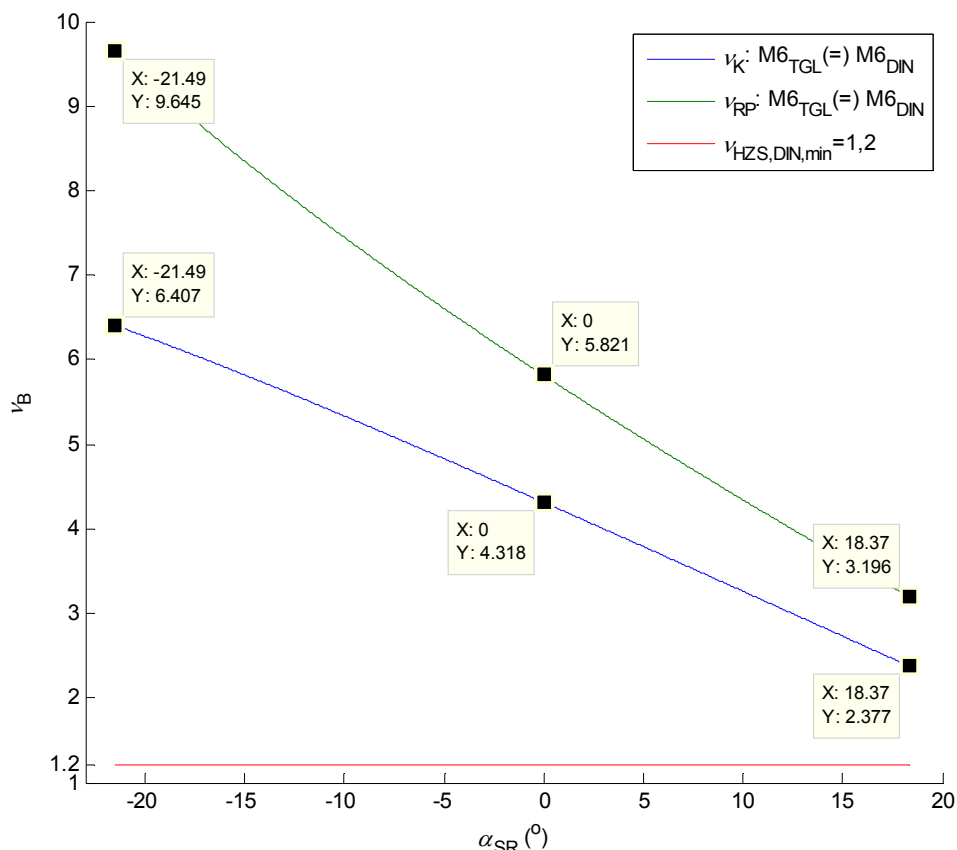
Слика 5.150. Модел М6 - СО НЗ34: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



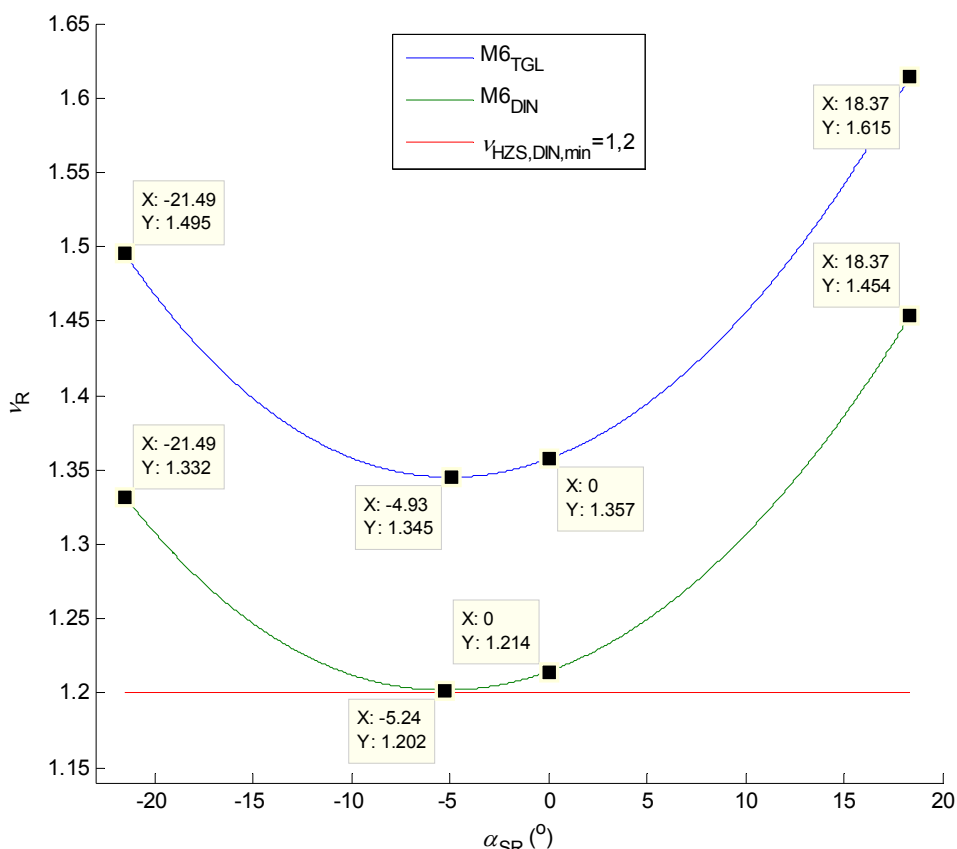
Слика 5.151. Модел М6 - СО HZS5: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



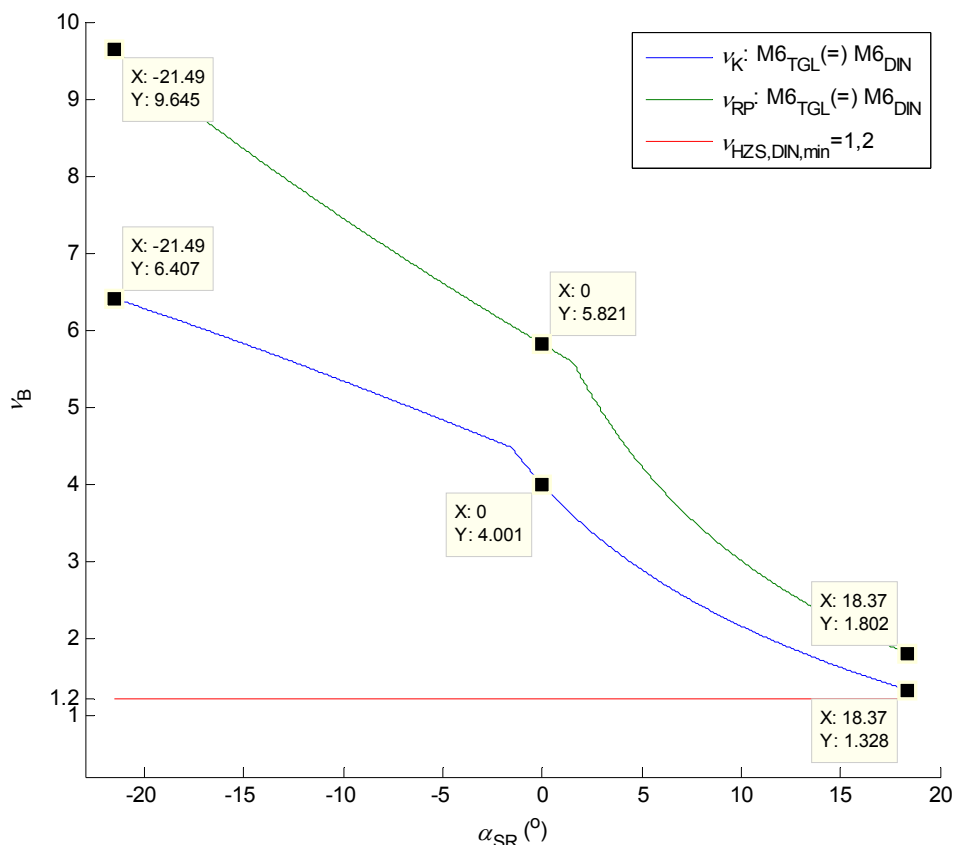
Слика 5.152. Модел М6 - СО HZS6: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



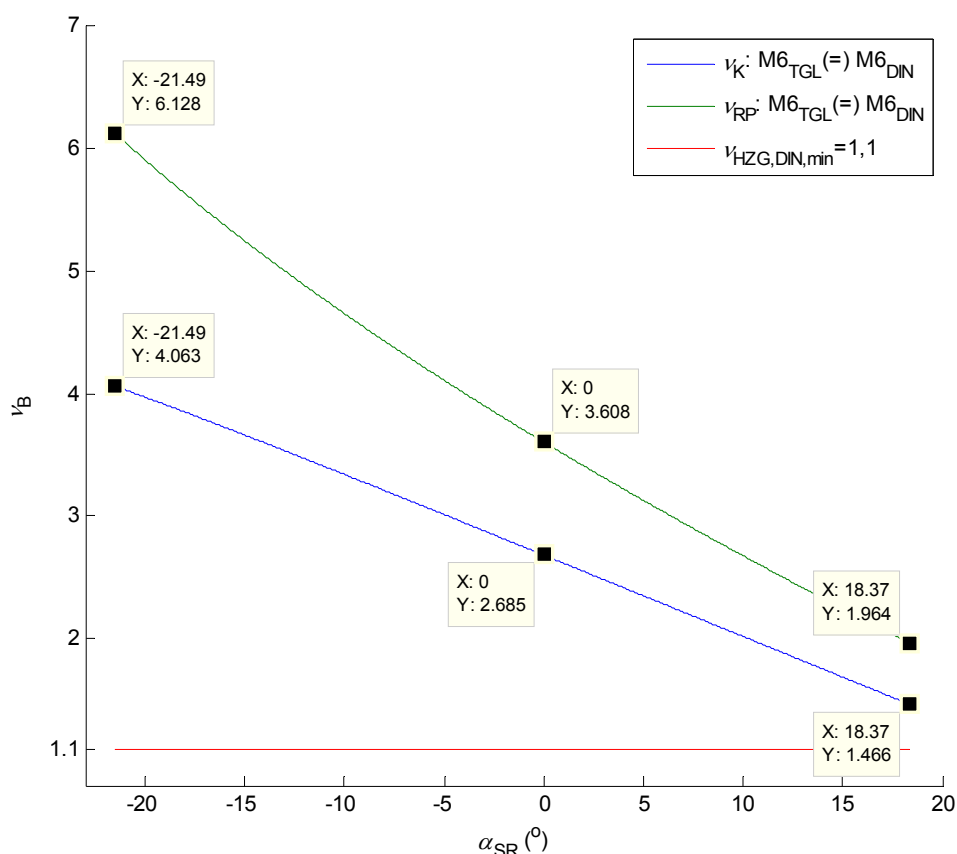
Слика 5.153. Модел М6 - СО HZS6: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



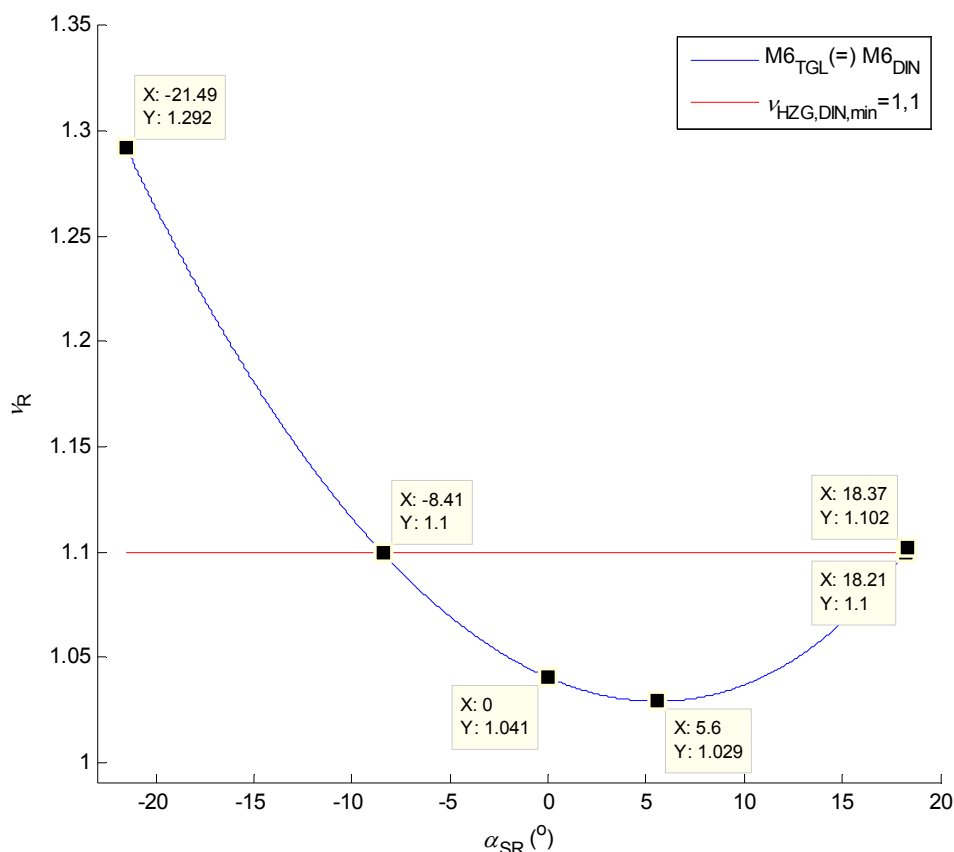
Слика 5.154. Модел М6 - СО HZS10: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



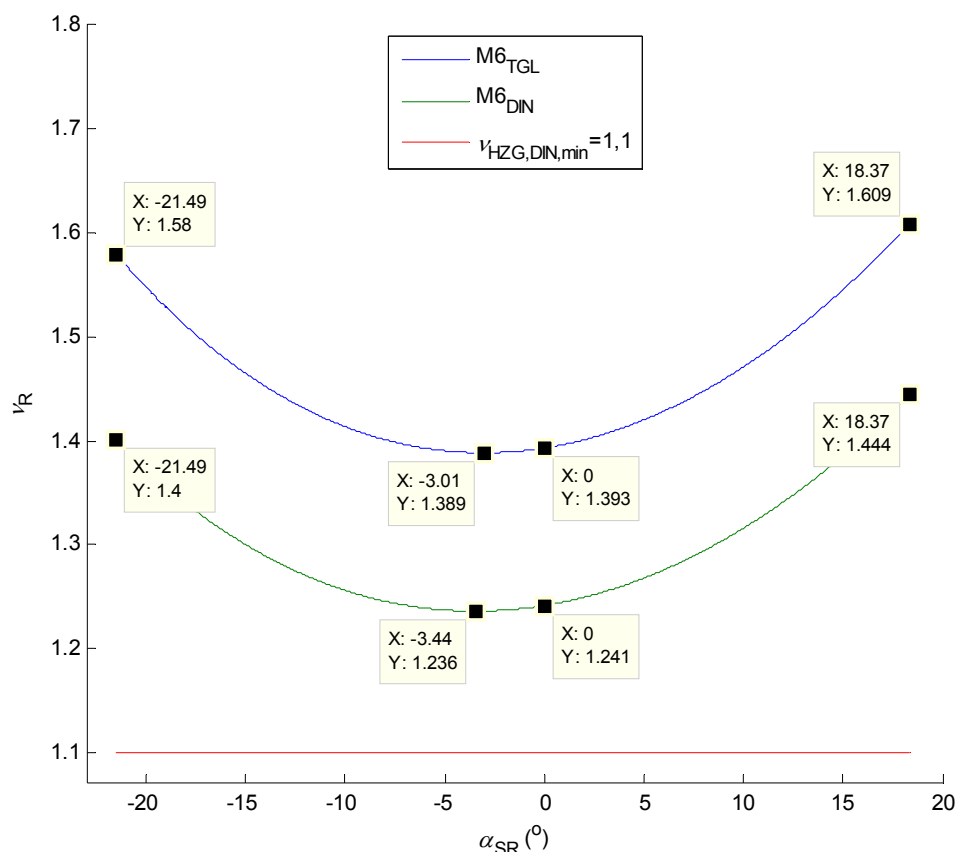
Слика 5.155. Модел М6 - СО HZS10: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



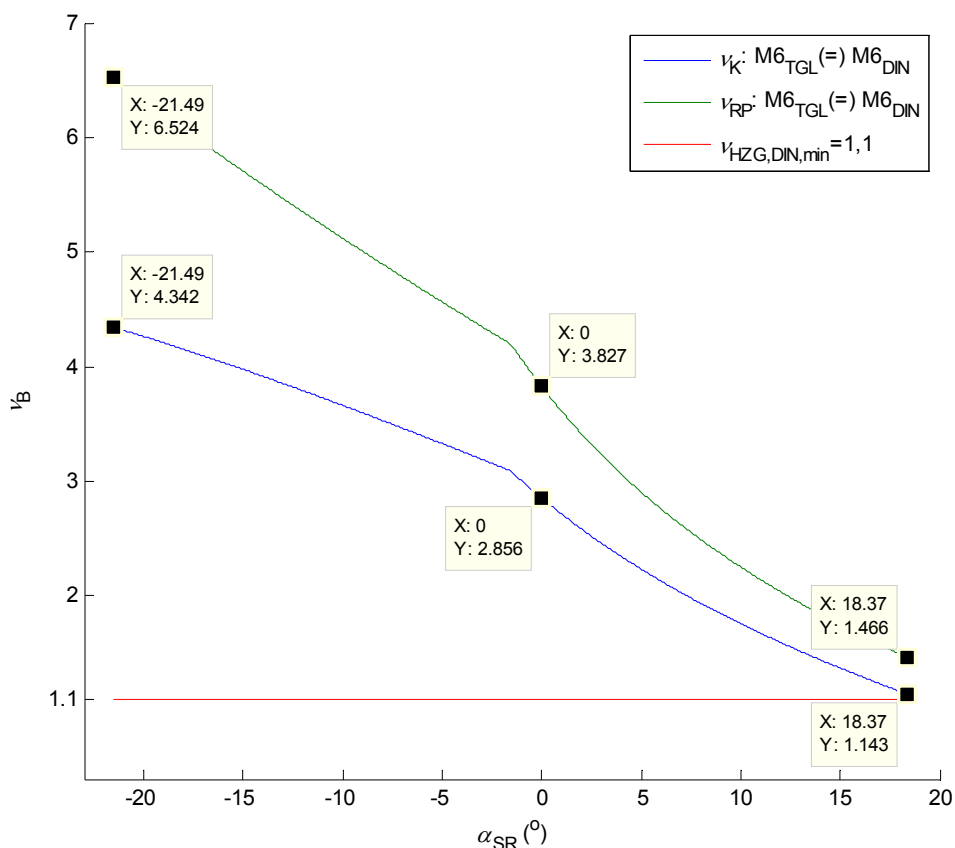
Слика 5.156. Модел М6 - СО HZG12: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



Слика 5.157. Модел М6 - СО HZG14: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



Слика 5.158. Модел М6 - СО HZG15: степени сигурности против претурања НСР при оптерећењима одређеним према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2



Слика 5.159. Модел М6 - СО HZG15: степени сигурности против претурања НСБ при оптерећењима одређенима према стандардима TGL 13472 и DIN 22261-2

Табела 5.48. Модел М6_{TGL}: степени сигурности против претурања НСР

Случај оптерећења	$v_{DIN,min}$	М6 _{TGL}		
		положај стреле ротора	v	v_{min}
H1b	1,5	1	1,620	
		$\alpha_{SR,vmin} = -5,57^{\circ}$		1,602
HZ2	1,33	1	1,527	
		$\alpha_{SR,vmin} = -4,46^{\circ}$		1,516
HZS5	1,2	1	1,270	
		$\alpha_{SR,vmin} = -5,16^{\circ}$		1,258
HZS6		1	3,117	
		$\alpha_{SR,vmin} = 0,19^{\circ}$		3,117
HZS10	1,1	1	1,357	
		$\alpha_{SR,vmin} = -4,93^{\circ}$		1,345
HZG14		1	1,041	
		$\alpha_{SR,vmin} = 5,60^{\circ}$		1,029
HZG15		1	1,393	
		$\alpha_{SR,vmin} = -3,01^{\circ}$		1,389

Табела 5.49. Модел М_{6DIN}: степени сигурности против претурања НСР

Случај оптерећења	V _{DIN,min}	М _{6DIN}		
		положај стреле ротора	v	v _{min}
H1b	1,5	1	1,421	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,75^\circ$		1,403
HZ2	1,33	1	1,349	
		$\alpha_{SR,vmin}=-4,86^\circ$		1,337
HZS5	1,2	1	1,049	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,68^\circ$		1,036
HZS6		1	2,477	
		$\alpha_{SR,vmin}=-1,59^\circ$		2,475
HZS10		1	1,214	
		$\alpha_{SR,vmin}=-5,24^\circ$		1,202
HZG14	1,1	1	1,041	
		$\alpha_{SR,vmin}=5,60^\circ$		1,029
HZG15		1	1,241	
		$\alpha_{SR,vmin}=-3,44^\circ$		1,236

Табела 5.50. Модели М_{6TGL} и М_{6DIN}: степени сигурности против претурања НСБ (положај стреле ротора: 2)

Случај оптерећења	V _{DIN,min}	М _{6TGL}		М _{6DIN}	
		v _{min}			
		K ¹⁾	РП ²⁾	K	РП
H1b	1,5	1,746	2,375	1,746	2,375
HZ2	1,33	1,446	1,960	1,446	1,960
HZ3		1,466	1,964	1,466	1,964
HZS4	1,2	1,245	1,670	1,245	1,670
HZS6		2,377	3,196	2,377	3,196
HZS10		1,328	1,802	1,328	1,802
HZG12	1,1	1,466	1,964	1,466	1,964
HZG15		1,143	1,466	1,143	1,466

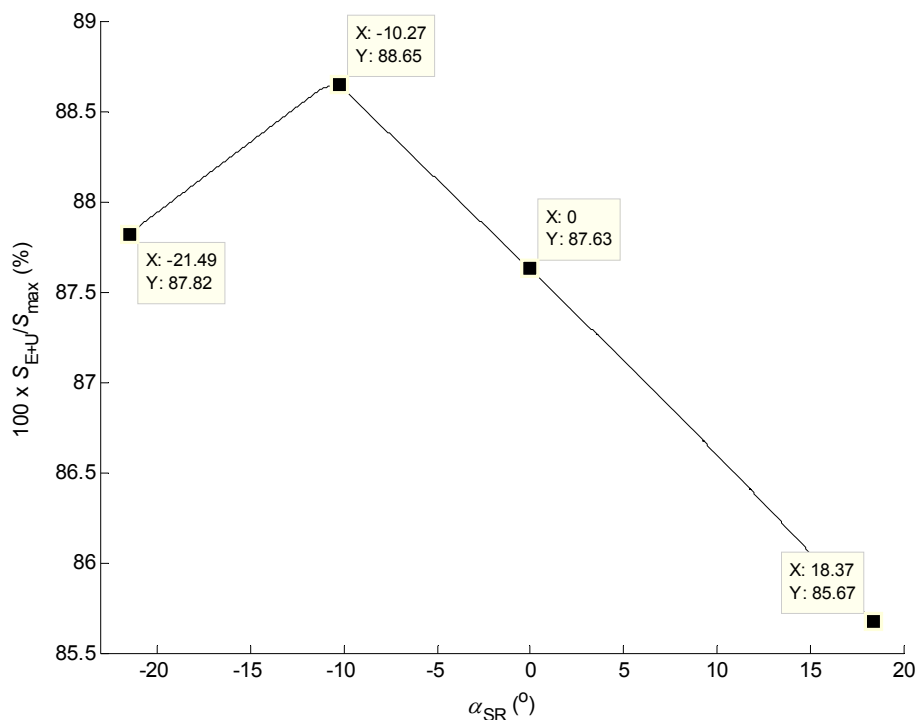
¹⁾ У равни радиаксијалног лежаја

²⁾ У равни распадне плоче

На основу анализе изложених резултата прорачуна силе у ужадима механизма за дизање стреле ротора, закључује се следеће:

- у свим случајевима оптерећења, максималне силе у ужадима система за дизање стреле ротора јављају се када је СР у доњем положају (положај 3), а најмање, када је СР у горњем положају (положај 2), слике 5.131-5.133, табела 5.45;
- највећа максимална сила у ужадима јавља се у СО HZG14 (екстремно преоптерећење), док се најмања максимална сила у ужадима јавља у СО HZ3 (ван погона), табела 5.45;
- у свим случајевима оптерећења доминантан утицај на максималну силу у ужадима има сопствена тежина (E) ПС1 (подструктура стреле ротора); њено учешће креће се у границама од 92,5% (СО HZ3) до 58,8% (СО HZG14), слика 5.134, табела 5.46;
- максимално учешће отпора резања (U) у максималној сили у ужету износи 20,1% (HZG15), а минимално, 14,5% (HZG14), слика 5.141, табела 5.46;
- максимална учешћа осталих парцијалних оптерећења мања су од 10%, слике 5.135-5.140, табела 5.46;
- утицај екстремног преоптерећења (ZZ) узима се у обзир у СО HZG14, када његово максимално учешће износи 38,8%, слика 5.142, табела 5.46;
- у репрезентативном случају оптерећења HZ2 (багер у нормалном раду, оптерећен основним и додатним оптерећењима: сопствена тежина - E , тежина материјала на траци 1 - $F1$, тежина коре на ротору - $V0$, тежина коре на траци 1 - $V1$, дејство подужног ветра - W_L , оптерећења индукована нагибом - N , отпор резања увећан за 30% у односу на номиналну величину - U) удео сопствене тежине подструктуре ротора у максималној сили у ужету креће се у границама од 72,1 ($\alpha_{SR}=-11,19^\circ$) до 68,7% (положај СР: 3), слика 5.143, табела 5.47;
- у СО HZ2 учешће отпора резања (U) у максималној сили у ужету креће се у границама од 17,0% (положај СР: 3) до 16,1% (положај СР: 1), слика 5.143, табела 5.47;
- у СО HZ2 максимална учешћа тежине материјала на траци 1 ($F1$), тежине коре на ротору ($V0$) и оптерећења индукованог нагибом (N) у максималној сили у ужету износе 5,5%, 5,4% и 2,2% респективно, слика 5.144, табела 5.47;
- у СО HZ2 максимална учешћа тежине коре на траци 1 ($V1$) и оптерећења изазваног дејством подужног ветра (W_L) у максималној сили у ужету износе 0,6% и 0,9% респективно, слика 5.144, табела 5.47;

- максимално збирно учешће сопствене тежине подструктуре стреле ротора (E) и отпора резања (U) у максималној сили у ужету за CO HZ2, слика 5.160, креће се у границама од 88,7% ($\alpha_{SR}=-10,27^\circ$) до 85,7% (положај CP: 3);
- максимално збирно учешће свих осталих парцијалних оптерећења ($F1, V0, V1, W_L, N$) у максималној сили у ужету за CO HZ2 креће се у границама од 14,3% (положај CP: 3) до 11,3% ($\alpha_{SR}=-10,27^\circ$), слика 5.160.



Слика 5.160. Модел М6_{DIN}: збирно процентуално учешће E и U у максималној сили у ужету за CO HZ2

На основу анализе минималних вредности степена сигурности против претурања за редизајнирано стање горње градње, закључује се следеће:

- степени сигурности НСБ (и у равни распадне плоче, и у равни радиаксијалног лежаја) имају идентичне вредности за оба модела (М6_{TGL} и М6_{DIN}), што је последица чињенице да су интензитети парцијалних оптерећења која су меродавна за доказ стабилности НСБ инваријантни у односу на примењени стандард;
- минималне вредности степена сигурности против губитка статичке стабилности НСБ веће су од минималних вредности прописаних стандардом DIN 22261-2, за оба анализирана модела, табела 5.50;
- при оптерећењима израчунатим сагласно стандарду TGL 13472 (модел М6_{TGL}), редизајнирана горња градња багера задовољава критеријум статичке стабилности

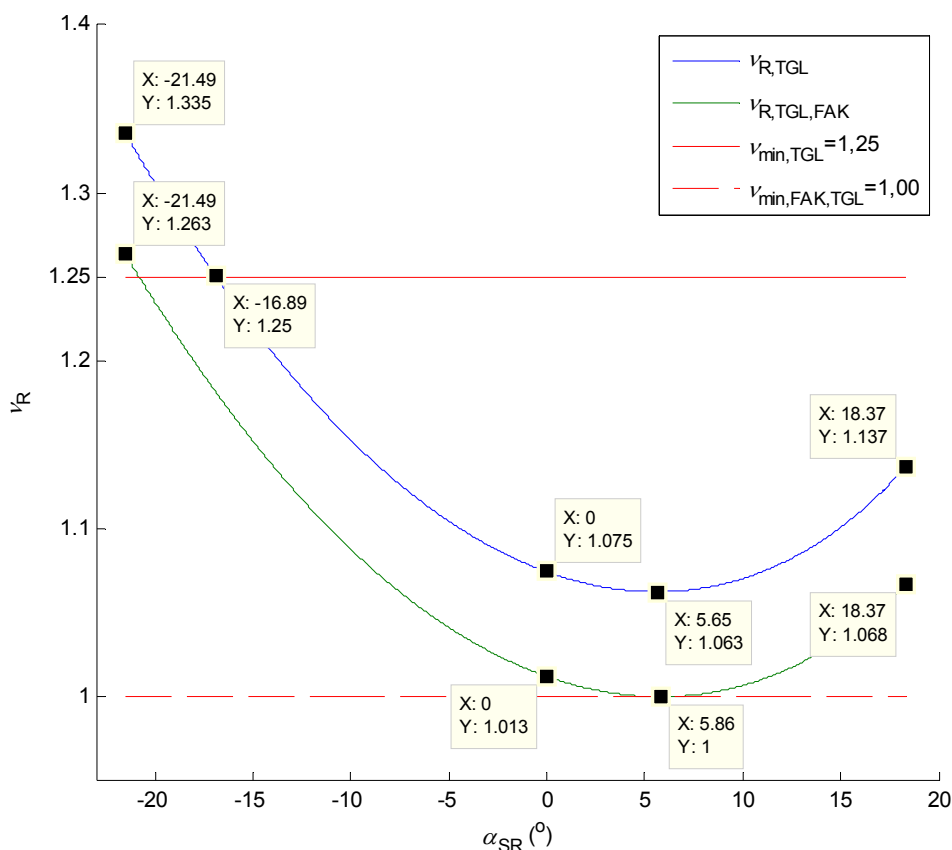
НСП према стандарду DIN 22261-2 у СО Н1b, Н22, Н25, Н26, Н210 и Н215, слике 5.145, 5.147, 5.151, 5.152, 5.154 и 5.158, табела 5.48;

- СО Н214 представља гранични случај оптерећења у коме се разматра дејство оптерећења (ZZ) изазваног обрушавањем косине („затрпавање ротора“). Природно, максимална могућа сила екстремног оптерећења (ZZ_E) јавља се када је багер ван погона, празан и оптерећен само сопственом тежином (E), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$), слика 5.130. При дејству тако одређене могуће силе екстремног оптерећења, модел M_{TGL} не задовољава критеријум статичке стабилности, слика 5.157, табела 5.48, већ се она мора обезбедити активирањем хваталки. Без активирања хваталки, модел M_{TGL} задовољава критеријум стабилности према стандарду TGL 13472, израз (5.12), уколико је изложен дејству силе преоптерећења $ZZ=0,96ZZ_E$, табела 5.51, слика 5.161.

Табела 5.51. Силе екстремног преоптерећења модела M_{TGL}

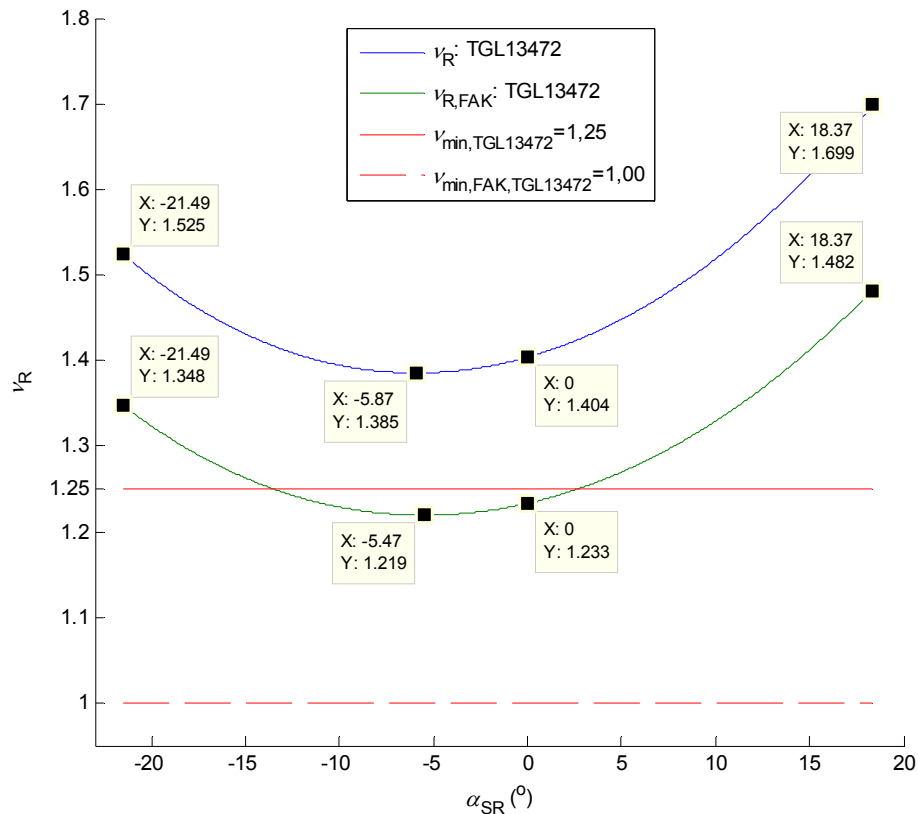
ZZ	Положај стреле ротора					
	1		2		3	
	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)
ZZ_E	1170,2	119,3	1353,4	138,0	1597,2	162,8
$0,96ZZ_E$	1126,9	114,9	1303,3	132,9	1538,1	156,8

¹⁾ еквивалентна маса у пољу теже



Слика 5.161. M_{TGL} - СО Н214: степен сигурности против претурања НСП при дејству силе екстремног преоптерећења $ZZ=0,96ZZ_E$

- при оптерећењима израчунатим сагласно стандарду DIN 22261-2 (модел M_{DIN}), редизајнирана горња градња багера у CO HZ2, HZS6, HZS10 и HZG15 задовољава критеријум статичке стабилности HCP према стандарду DIN 22261-2, слике 5.147, 5.143, 5.145 и 5.149, табела 5.49;
- минимална вредност степена сигурности против претурања HCP модела M_{DIN} у CO H1b (1,403) мања је за 6,5% од минималне вредности (1,5) прописане стандардом DIN 22261-2, слика 5.145, табела 5.49; међутим, уколико се за модел M_{DIN} примени поступак доказивања статичке стабилности прописан стандардом TGL 13472, уз усаглашавање тежине материјала на траци 1 (тежина терета на траци 1: $1,3 \times 316,48 = 411,42$ kN), онда се закључује да модел M_{DIN} у CO H1b задовољава оба критеријума статичке стабилности прописана поменути стандардом, слика 5.162;



Слика 5.162. M_{DIN} - CO H1b према стандарду TGL 13472: степен сигурности против претурања HCP

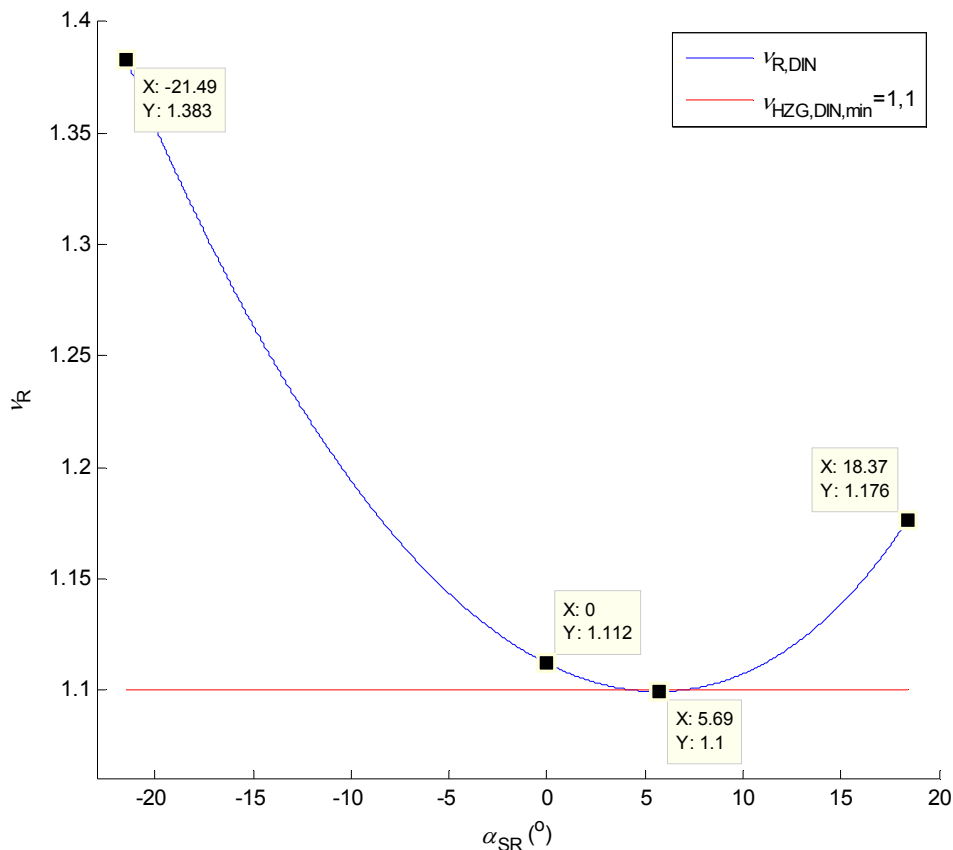
- у CO HZS5 модел M_{DIN} не задовољава критеријум статичке стабилности, слика 5.151, табела 5.49, што је, првенствено, последица знатно веће прорачунске масе материјала у загушеном левку ротора (35,7 t према DIN 22261-2, у односу на 22,3 t према TGL 13472), као и знатно веће прорачунске масе коре на ротору (19,2 t према DIN 22261-2, у односу на 8,6 t према TGL 13472); у екстремним ситуацијама статичка стабилност обезбеђује се активирањем хватаљки;

- с обзиром на чињеницу да је за доказ стабилности у СО HZG14 меродавна могућа сила преоптерећења (ZZ_E) израчуната под претпоставком да је багер ван погона и оптерећен само сопственом тежином (E), утицајем нагиба (N) и подужног ветра ($W_{L,RP}$), слика 5.130, дакле парцијалним оптерећењима која су идентична за оба разматрана модела оптерећења редизајниране горње градње ($M_{B_{TGL}}$ и $M_{B_{DIN}}$), закључује се да су идентичне и вредности степена сигурности против претурања, слика 5.157, табеле 5.48 и 5.49; модел $M_{B_{DIN}}$ без активирања хватаљки задовољава критеријум стабилности према стандарду DIN 22261-2 уколико је изложен дејству силе преоптерећења $ZZ=0,93ZZ_E$, табела 5.52, слика 5.163; у том случају, с обзиром на чињеницу да је интензитет сила преоптерећења мањи него код модела $M_{B_{TGL}}$, табела 5.51, модел $M_{B_{DIN}}$ задовољава и критеријум стабилности према стандарду TGL 13472.

Табела 5.52. Силе екстремног преоптерећења модела $M_{B_{DIN}}$

ZZ	Положај стреле ротора					
	1		2		3	
	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)	сила (kN)	маса ¹⁾ (t)
ZZ_E	1170,2	119,3	1353,4	138,0	1597,2	162,8
$0,93ZZ_E$	1082,4	110,3	1251,9	127,6	1477,4	150,6

¹⁾ еквивалентна маса у пољу теже



Слика 5.163. $M_{B_{DIN}}$ - СО HZG14: степен сигурности против претурања HCP при дејству силе екстремног преоптерећења $ZZ=0,93ZZ_E$

Сумарни преглед испуњености критеријума статичке стабилности за редизајнирану горњу градњу багера SRs 2000 ангажованог на експлоатацији јаловине на ПК „Тамнава – Западно Поље“, дат је у табелама 5.53 и 5.54.

Табела 5.53. Модели M_{6TGL} и M_{6DIN}: испуњеност критеријума статичке стабилности НСР (без активирања хваталки)

CO	Оптерећење							
	TGL 13472 (модел M _{6TGL})				DIN 22261-2 (модел M _{6DIN})			
	доказ стабилности				доказ стабилности			
	TGL 13472		DIN 22261-2		DIN 22261-2		TGL 13472	
H1b							<6,5%	
HZ2								
HZS5							<13,7%*	*
HZS6								
HZS10								
HZG14	ZZ _E	0,96ZZ _E	ZZ _E	0,93ZZ _E	ZZ _E	0,93ZZ _E	ZZ _E	0,96ZZ _E
HZG15	земљотрес: не				земљотрес: не			

*Основни узроци: знатно већа прорачунска маса материјала у загушеном левку ротора (35,7 t према DIN 22261-2, у односу на 22,3 t према TGL 13472), као и знатно већа прорачунска маса коре на ротору (19,2 t према DIN 22261-2, у односу на 8,6 t према TGL 13472)

Табела 5.54. Модели M_{5COR,TGL} и M_{5COR,DIN}: испуњеност критеријума статичке стабилности НСБ (без активирања хваталки)

CO	Оптерећење			
	TGL 13472		DIN 22261-2	
	доказ стабилности		доказ стабилности	
	TGL 13472	DIN 22261-2	DIN 22261-2	TGL 13472
H1b				
HZ2				
HZ3				
HZS4				
HZS6				
HZS10				
HZG12				
HZG15	земљотрес: не		земљотрес: не	

На основу изложених резултата и њихове критичке анализе, закључује се да услови обезбеђења статичке стабилности багера у екстремним случајевима оптерећења (активирање система заштите ужади од преоптерећења, као и хваталки) не деградирају његове техничко-технолошке карактеристике.

5.3.2.4 Параметри стабилности багера SRs 2000:

„Дрмно“ (багер 3) vs „Тамнава-Западно Поље“ (модел 6)

Роторни багер SRs 2000 на ПК „Дрмно“ (багер 3) пуштен је у експлоатацију 2009. године. Након уградње једнозидог ротора и новог погона ротора са једним мотором снаге 1250 kW (2017. године) извршено је вагање горње градње и експериментално одређивање силе отварања распадне плоче (Прилози 11 и 12). Тежина горње градње и апсциса њеног тежишта у односу на средиште радиаксијалног лежаја (координатни систем $O_3x_3y_3z_3$), израчунате на основу резултата вагања, износе (Прилог 12):

$$E_{GG,D,V}=10745 \text{ kN}; \quad \dots(5.86)$$

$$x_{3,GG,D,V}=0,562 \text{ m}. \quad \dots(5.87)$$

Осим тога, у Прилогу 12, наведено је да је неопходно извршити корекцију баласта додавањем

$$\Delta m_B \approx 11,0 \text{ t}. \quad \dots(5.88)$$

Након извршене корекције баласта тежина горње градње и апсциса њеног тежишта су:

$$E_{GG,D}=E_{GG,D,V} + \Delta m_B g = 10745 + 11,0 \times 9,81 = 10852,91 \text{ kN}; \quad \dots(5.89)$$

$$x_{3,GG,D} = \frac{E_{GG,D,V} x_{3,GG,D,V} + \Delta m_B g x_{3,B}}{E_{GG,D}} = \frac{10745 \times 0,562 + 11,0 \times 9,81 \times 35,14}{10852,91} = 0,906 \text{ m}. \quad \dots(5.90)$$

Сила отварања распадне плоче (Прилог 12) за услове извођења експеримента (пре извршене корекције баласта) израчуната је под претпоставком да маса и апсциса тежишта обртне платформе износе:

$$m_{PS3} = 118,0 \text{ t}; \quad \dots(5.91)$$

$$x_{3,PS3} = 0,562 \text{ m}. \quad \dots(5.92)$$

Усвајајући наведене вредности као веродостојне, прорачунска сила отварања распадне плоче након корекције баласта износи

$$A_0 = \frac{E_{GG,D} (5,7 - x_{3,GG}) - m_{PS3} g (5,7 - x_{3,PS3})}{49,085} = \frac{10852,91 \times (5,7 - 0,906) - 118,0 \times 9,81 (5,7 - 0,562)}{49,085} = 938,80 \text{ kN}. \quad \dots(5.93)$$

Упоредни преглед основних параметара статичке стабилности редизајнираних багера SRs 2000 на коповима „Дрмно“ и „Тамнава-Западно Поље“ дат је у табели 5.55.

Табела 5.55. Основни параметри статичке стабилности редизајнираних багера SRs 2000 на коповима „Дрмно“ (багер 3) и „Тамнава-Западно Поље“

Величина	„Дрмно“ (багер 3)	„Тамнава-Западно Поље“
Маса горње градње (t)	1106,311	1096,537
Апсциса тежишта (m) (СР: положај 1)	0,906	1,237
A_0 (kN)	938,8	885,8

С обзиром на следеће чињенице, табела 5.55:

- да је укупна маса горње градње редизајнираног багера „Тамнава-Западно Поље“ мања за 9,774 t;
- да је апсциса тежишта горње градње редизајнираног багера „Тамнава-Западно Поље“ већа за 331 mm;
- да је сила отварања распадне плоче редизајнираног багера „Тамнава-Западно Поље“ плоче мања за 53,0 kN;

закључује се да су параметри статичке стабилности редизајнираног багера „Тамнава-Западно Поље“ нешто повољнији у односу на редизајнирани багер 3 „Дрмно“.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Gnilke, M.: Intelligent retrofit solutions for bucket wheel excavators, WISSENSPORTAL baumaschine.de 1(2006).
- [2] Gnilke, M.: Aktueller Entwicklungsstand bei Schaufelradgetrieben mittlerer und großer Leistung, WISSENSPORTAL baumaschine.de 1(2006).
- [3] Mizerski, Z., Gnilke, M.: Nowy napęd koła czerpakowego na koparkach kołowych SRs 2000 W O/Belchatów, Górnictwo i Geoinżynieria (2011) 3/1(35) 189-198.
- [4] Bošnjak, S., Gnjatović N., Savićević S., Pantelić M., Milenović I.: *Basic parameters of the static stability, loads and strength of the vital parts of a bucket wheel excavator's slewing superstructure*, Journal of Zhejiang University-SCIENCE A (Applied Physics & Engineering) Vol. 17, issue. 5, pp. 353-365, 2016.
- [5] Bošnjak, S., Gnjatović N., Milenović I.: *From 'a priori' to 'a posteriori' static stability of the slewing superstructure of a bucket wheel excavator*, Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, Vol. 20, issue 2, pp. 190-206, 2018.
- [6] AS4324.1: *Mobile equipment for continuous handling of bulk materials Part 1 – General requirements for the design of steel structures*, Standards Australia, 1995.
- [7] Durst, W., Vogt W., *Bucket Wheel Excavator*, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld, 1988.
- [8] DIN 22261-2: *Excavators, Stackers and Auxiliary Equipment in Brown Coal Open Cut Mines Part 2 – Calculation Principles*, German Institute for Standardization, 2016.
- [9] TGL 13472: *Steel supporting structures of heavy aggregates for open mining – Calculation, structural design*, VVB Tagebauausrüstungen, Krane und Förderanlagen, Amt für Standardisierung, Meßwesen und Warenprüfung, 1974.
- [10] Инжењерско машински приручник 2, Завод за уџбенике и наставна средства, Београд, 1987.

12. ДОКАЗ О ПРИМЕНИ ТЕХНИЧКОГ РЕШЕЊА

Као валидан доказ, у Прилогу 2 дата је потврда корисника о примени. Осим тога, као доказ научног потенцијала техничког решења, у Прилогу 3 дат је рад публикован у часопису са SCI листе (категорија M22).

13. ЛИСТА РАНИЈЕ ПРИХВАЋЕНИХ ТЕХНИЧКИХ РЕШЕЊА

13.1 Срђан Бошњак

1. Петковић, З., **Бошњак, С.**: Систем механизације навоза за брод масе 1800 t, рађено за предузеће „Shipyards Vortex 4M“ - Зрењанин, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
2. Петковић, З., **Бошњак, С., Гњатовић, Н., Ђорђевић, М.**: Лабораторијска станица за идентификацију локалног дејства точкова, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
3. **Бошњак, С.,** Петковић, З., **Гњатовић, Н.,** Миленовић, И., Михајловић, В., Милојевић, Г.: Редизајн обртне платформе роторног багера SRs 1200, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2012.
4. **Бошњак, С.,** Петковић, З., Ђорђевић, М., **Гњатовић, Н.**: Ревитализација роторног багера SchRs 350, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2011.
5. **Бошњак, С.,** Лучанин, Б., Петковић, З., Милованчевић, М., Огњановић, М., Обрадовић, А., Зрнић, Н, Гашић, В., **Гњатовић, Н.,** Ђорђевић, М.: Редизајн и унапређење подструктура роторних багера „РБ Колубара“, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
6. **Бошњак, С.,** Петковић, З. **Гњатовић, Н.**: Редизајн обртне платформе роторног багера Orenstein&Koppel SchRs 630-25/6, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
7. **Бошњак, С.,** Петковић, З., Ђорђевић, М.: Унапређење конструкције кашика и тела ротора багера FAM SRs 1201.24/4, рађено за „Колубара метал“ д.о.о. - Вреоци, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
8. Петковић, З., **Бошњак, С.**: Портална дизајна за опслуживање отвореног складишта лима, рађено за „Shipyards Vortex 4 M“ - Зрењанин, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
9. Арсић, М., **Бошњак, С.,** Ракин, М., Вељовић, А.: Оцена интегритета и процена века заварених конструкција роторног багера применом испитивања без разарања и механике лома, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Институт за испитивање материјала, Београд, 2009.
10. Арсић, М., **Бошњак, С.,** Ракин, М., Младеновић, М.: Оцена поузданости заварених конструкција роторног багера на основу хипергеометријске расподеле грешака утврђених испитивањем заварених спојева методом једноструког избора, рађено за ПД РБ «Колубара» д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Институт за испитивање материјала, Београд, 2009.

13.2 Небојша Гњатовић

1. Петковић, З., Бошњак, С., **Гњатовић, Н.**, Ђорђевић, М.: Лабораторијска станица за идентификацију локалног дејства точкова, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
2. Бошњак, С., Петковић, З., **Гњатовић, Н.**, Миленовић, И., Михајловић, В., Милојевић, Г.: Редизајн обртне платформе роторног багера SRs 1200, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2012.
3. Бошњак, С., Петковић, З., Ђорђевић, М., **Гњатовић, Н.**: Ревитализација роторног багера SchRs 350, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2011.
4. Бошњак, С., Лучанин, Б., Петковић, З., Милованчевић, М., Огњановић, М., Обрадовић, А., Зрнић, Н, Гашић, В., **Гњатовић, Н.**, Ђорђевић, М.: Редизајн и унапређење подструктура роторних багера „РБ Колубара“, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.
5. Бошњак, С., Петковић, З. **Гњатовић, Н.**: Редизајн обртне платформе роторног багера Orenstein&Koppel SchRs 630-25/6, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2010.

13.3 Иван Миленовић

1. Бошњак, С., Петковић, З., Гњатовић, Н., **Миленовић, И.**, Михајловић, В., Милојевић, Г.: Редизајн обртне платформе роторног багера SRs 1200, рађено за ПД РБ „Колубара“ д.о.о. - Огранак „Колубара - Површински копови – Барошевац“ - Лазаревац, Универзитет у Београду - Машински факултет, Београд, 2012.

14. ЛИТЕРАТУРА

- [1] B. Schlecht, *Investigation and optimization of the dynamic behavior of bucket wheel drives*, Final report of the research project 16575 BR funded by the Federal Ministry for Economic Affairs and Energy of Germany, 2014.
- [2] D. Pietrusiak, P. Moczko, E. Rusiński, *World's largest movable mining machine vibration testing - numerical and experimental approach*, In: Sas P, Moens D, van de Walle A (eds) Proceedings of International Conference on Noise and Vibration Engineering (ISMA2016) and International Conference on Uncertainty in Structural Dynamics (USD2016), Leuven: Katholieke Universitet Leuven; 2016, p. 2287–2299.
http://past.isma-isaac.be/downloads/isma2016/papers/isma2016_0217.pdf
- [3] H. Hartman, J. Mutmansky, *Introductory mining engineering*, second ed., John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey, 2002.
- [4] S. Bošnjak, N. Gnjatović, I. Milenović, *From 'a priori' to 'a posteriori' static stability of the slewing superstructure of a bucket wheel excavator*, *Eksploatacja i Niezawodność - Maintenance and Reliability* 20(2) (2018) 190–206.
<http://dx.doi.org/10.17531/ein.2018.2.04>
- [5] *Coal industry across Europe*, 6th edition, EURACOAL - European Association for Coal and Lignite AISBL, Brussels, 2017.
[file:///C:/Users/SB/Downloads/EURACOAL-Coal-industry-across-Europe-6th%20\(2\).pdf](file:///C:/Users/SB/Downloads/EURACOAL-Coal-industry-across-Europe-6th%20(2).pdf)
- [6] S. Bošnjak, N. Gnjatović, S. Savićević, M. Pantelić, I. Milenović, *Basic parameters of the static stability, loads and strength of the vital parts of the bucket wheel excavator's slewing superstructure*, *Journal of Zhejiang University - SCIENCE A* 17(5) (2016) 335–352.
<https://doi.org/10.1631/jzus.A1500037>
- [7] W. Durst, W. Vogt, *Bucket Wheel Excavator*, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld, 1988.
- [8] N. Nan, I. Kovacs, F. Popescu, *Balance control by weighting and tensiometric measurements of bucket wheel excavators*, *WSEAS Transactions on Systems and Control* 3(11) (2008) 927–938.
<http://www.wseas.us/e-library/transactions/control/2008/31-468.pdf>
- [9] P. Maslak, G. Przybyłek, T. Smolnicki T, *Comparison of selected methods for the determination of the center of gravity in surface mining machines*, *Materials Today: Proceedings* 4(5, Part 1) (2017) 5877–5882.
<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.06.062>
- [10] J. Augustynowicz, K. Dudek, A. Figiel, J. Nowak, W. Kluczkiewicz, *Doświadczalne wyznaczenie położenia środka ciężkości obrotowego nadwozia koparek kołowych*, *Górnictwo Odkrywkowe* 52(3–4) (2011) 92–95.
http://www.igo.wroc.pl/wp-content/uploads/2015/09/GO_3_4_2011_90_93.pdf
- [11] T. Smolnicki, M. Stańco, *Determination of Centre of Gravity of Machines with the Rail Undercarriage*, *Solid State Phenomena* 165 (2010) 359–364.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.165.359>
- [12] G. Pajer, M. Pfeifer, F. Kurth, *Tagebaugroßgeräte und Universalbagger*, VEB Verlag Technik, Berlin, 1971.
- [13] L. Rasper, *Der Schaufelradbagger als Gewinnungsgerät*, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld, 1975.
- [14] Н.Г. Домбровский, *Многоковшовые экскаваторы, конструкции, теория и расчет*, Машиностроение, Москва, 1972.

- [15] DIN 22261-2: *Bagger, Absetzer und Zusatzgeräte in Braunkohlentagebauen-Teil 2: Berechnungsgrundlagen*. Berlin: Deutsches Institut für Normung, 2016.
- [16] AS4324.1: *Mobile equipment for continuous handling of bulk materials Part 1 - General requirements for the design of steel structures*. Standards Australia; 1995.
- [17] S. Bošnjak, D. Oguamanam, N. Zrnić, *The influence of constructive parameters on response of bucket wheel excavator superstructure in the out-of-resonance region*, Archives of Civil and Mechanical Engineering 15(4) (2015) 977–985.
<https://doi.org/10.1016/j.acme.2015.03.009>
- [18] N. Gnjatović, S. Bošnjak, A. Stefanović, *The dependency of the dynamic response of a two mast bucket wheel excavator superstructure on the counterweight mass and the degree of Fourier approximation of the digging resistance*, Archives of Mining Sciences 63(2) (2018) 491–509.
<https://doi.org/10.24425/122909>
- [19] N. Gnjatović, S. Bošnjak, I. Milenović, *The influence of incrustation and chute blockage on the dynamic behaviour of a bucket wheel excavator slewing superstructure*, Journal of Theoretical and Applied Mechanics, Article in press.
<http://www.ptmts.org.pl/jtam/index.php/jtam/article/view/4793>

15. ПРИЛОЗИ

15.1 ПРИЛОГ 1: УГОВОР

КОРИСНИК УСЛУГЕ:

1. Јавно предузеће „Електропривреда Србије“ Београд, Улица царице Милице бр. 2, матични број: 20053658, ПИБ 103920327, текући рачун 160-700-13, Ванса Intesa, а.д. Београд, које заступа законски заступник, Милорад Грчић, в.д. директора (у даљем тексту: Корисник услуге)

и

ПРУЖАЛАЦ УСЛУГЕ:

2. Универзитет у Београду, Машински факултет, ул. Краљице Марије, бр.16,11120 Београд, матични број:07032501, ПИБ:100209517, текући рачун 840-1876666-10, Управа за трезор РС, кога заступа проф. др Радивоје Митровић, декан, (као лидер у име и за рачун групе понуђача), (у даљем тексту: Пружалац услуге)

док је члан групе:

Универзитет у Београду Рударско – геолошки факултет, Ул. Ђушина бр.7, 11000 Београд Матични број 07045735, ПИБ 100206244, Текући рачун 840-1812666-47 Управа за трезор РС кога заступа проф. др Душан Поломчић, декан.

(у даљем тексту заједно: Уговорне стране)


закључиле су у Београду,

**УГОВОР О ПРУЖАЊУ УСЛУГЕ
„АНАЛИЗА ПОГОНСКИХ СИСТЕМА РАДНОГ ТОЧКА НА БАГЕРИМА SRs 2000 СА ЦИЉЕМ
УНИФИКАЦИЈЕ“**

УВОДНЕ ОДРЕДБЕ

Имајући у виду:

- да је Наручилац (у даљем тексту: Корисник услуге) спровео, отворени поступак јавне набавке, сагласно члану 32. Закона о јавним набавкама („Службени гласник РС“ број 124/2012, 14/2015 и 68/2015), (у даљем тексту: Закон) за јавну набавку услуге „Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације“ (у даљем тексту: Услуга), ЈН/1000/0329/2017
- да је Позив за подношење понуда у вези предметне јавне набавке објављен на Порталу јавних набавки дана 11.01.2018. године, као и на интернет страници Корисника услуге;
- да Понуда Понуђача (у даљем тексту: Пружалац услуге) у отвореном поступку за ЈН/1000/0329/2017, која је заведена код Корисника услуге под ЈП ЕПС бројем 12.01.18633/7-18 од 12.02.2018. године у потпуности одговара захтеву Корисника услуге из позива за подношење понуда и Конкурсној документацији ;
- да је Корисник услуге, на основу Понуде Пружаоца услуге и Одлуке о додели Уговора број 12.01.18633/8-18 од 13.02.2018.године, изабрао Пружаоца услуге за реализацију услуге, јавна набавка ЈН/1000/0329/2017

14.05.2018


ПРЕДМЕТ УГОВОРА

Члан 1.

Овим Уговором о пружању услуге (у даљем тексту: Уговор), Пружалац услуге се обавезује да за потребе Корисника услуге изврши и пружи услугу: „Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације“ (у даљем тексту: Услуга) у свему у складу са Конкурсном документацијом, Понудом Пружаоца услуге, Описом и врстом услуга, Обрасцем структуре цене, који као Прилози 1, 2, 3 и 4 чине саставни део овог Уговора.

ЦЕНА

Члан 2.

Цена Услуге из члана 1. овог Уговора износи ██████████810.000,00 (словима: ██████████милионаосамстодесетхиљададинара) RSD, без пореза на додату вредност.

На цену Услуге из става 1. овог члана обрачунава се припадајући порез на додату вредност у складу са прописима Републике Србије.

У цену су урачунати сви трошкови везани за реализацију Услуге.

Цена је фиксна односно не може се мењати за све време важења Уговора.

НАЧИН ПЛАЋАЊА

Члан 3.

Корисник услуге се обавезује да Пружаоцу услуге плати извршену Услугу из члана 1. овог Уговора динарском уплатом, на следећи начин:

- 100% укупне вредности услуге са припадајућим порезом на додату вредност биће плаћено након извршења Услуге, у року до 45 (словима: четрдесет пет) дана од дана пријема исправног рачуна издатог на основу прихваћеног и одобреног извештаја о извршеној услузи, након обострано потписаног Записника о финалном квалитативном пријему Услуге (без примедби), потписаног од стране овлашћених представника Уговорних страна.

Рачун мора бити достављен на адресу Корисника: Јавно предузеће „Електропривреда Србије“ Београд, Улица царице Милице број 2, ПИБ: 103920327 са обавезним прилозима.

У испостављеном рачуну Пружалац услуге је дужан да се придржава тачно дефинисаних назива Услуга из конкурсне документације и прихваћене понуде (из Обрасца структуре цене). Рачуни који не одговарају наведеним тачним називима, ће се сматрати неисправним. Уколико, због коришћења различитих шифрарника и софтверских решења није могуће у самом рачуну навести горе наведени тачан назив, Пружалац услуге је обавезан да уз рачун достави прилог са упоредним прегледом назива из рачуна са захтеваним називима из конкурсне документације и прихваћене понуде.

ИЗВЕШТАЈИ И КОРЕСПОДЕНЦИЈА

Члан 4.

Понуђач је обавезан да 20 (словима: двадесет) дана по потписивању Уговора презентује Идејно решење предметне Студије и термин план за њену реализацију и да на сваких 90 (словима: деведесет) дана у сарадњи са Корисником услуге прикаже степен тренутне реализације у форми тромесечног извештаја.

Пружалац услуге и лица задужена за праћење овог Уговора на основу тромесечних извештаја који су прихваћени без примедби и на основу квантитативног и квалитативног пријема потпишу

Коначни извештај без примедби као подлогу за израду Записника. Наведене извештаје сачињава Пружалац услуге.

Пружалац услуге се обавезује да Кориснику услуге по реализацији овог Уговора, достави коначни извештај о извршеној услузи без примедби.

Коначни Извештај из става 1. овог члана обавезно садржи: преглед активности везаних за пружање Услуге, и документа којима се доказује да су наведене активности извршене са достављеним тромесечним извештајима.

Корисник услуге има право да у року од 7 (словима: седам) дана од дана пријема тромесечног извештаја достави примедбе у писаном облику на исти Пружаоцу услуге или достављени тромесечни извештај прихвати и одобри у писаном облику.

Корисник услуге има право да достави примедбе у писаном облику на исти Пружаоцу услуге или достављени Коначни извештај прихвати и одобри у писаном облику.

Пружалац услуге је дужан да поступи по писаним примедбама Корисника услуге у року који у зависности од обима примедби одређује Корисник услуге у тексту примедби, а који рок не може бити дужи од 30 (словима: тридесет) дана.

Уколико Пружалац услуге у року који одреди Корисник услуге не поступи по примедбама из неоправданих разлога Корисник услуге има право да наплати средство обезбеђења дато на има доброг извршења посла или једнострано раскине овај Уговор.

О немогућности поступања по примедбама Корисника услуге у датом року, Пружалац услуге обавештава Корисника услуге у писаном облику најдуже у року од 3 (словима: три) дана од дана пријема примедби Корисника услуге и даје детаљно образложење разлога. У супротном било који разлози за непоступање у датом року који је одредио Корисник услуге ће се сматрати неоправданим.

Након потписивања Записника о извршењу услуге а који је сачињен на основу Коначног извештаја, Корисник услуге ће извршити исплату Пружаоцу услуге у року од 45 (словима: четрдесетпет) дана од дана пријема исправног рачуна издатог на основу потписаног записника.

Члан 5.

Адресе Уговорних страна за пријем писмена и поште, су следеће:

Корисник услуге: Јавно предузеће „Електропривреда Србије“ Београд, Улица царице Милице 2, 11000 Београд

Пружалац услуге: Универзитет у Београду, Машински факултет, ул. Краљице Марије, бр.16, 11120 Београд

ОБАВЕЗЕ КОРИСНИКА УСЛУГЕ

Члан 6.

Корисник услуге се обавезује да Пружаоцу услуге изврши исплату цене Услуге из члана 2. у складу са извршеним активностима, на начин и у роковима утврђеним чланом 3. овог Уговора.

Све исплате по основу овог Уговора биће извршене на текући рачун Пружаоца услуге:
бр. рачуна: текући рачун 840-1876666-10, Управа за трезор РС.

Члан 7.

Корисник услуге је у обавезу да представницима Пружаоца услуге :

- Омогућити приступ предметним машинама
- Омогућити увид у сву расположиву техничку документацију везану за предметне машине

Корисник услуге је дужан да Пружаоцу услуге током целокупног периода реализације предмета овог Уговора, учини доступним све релевантне податке, документацију и информације којима располаже, као и пресек стања података, документације и информација којима располаже у моменту закључења овог Уговора, а које су у вези са извршењем овог Уговора.

Корисник услуге има право да затражи од Пружаоца услуге сва неопходна образложења материјала које Пружалац услуге припрема у извршењу Услуге која је предмет овог Уговора, као и да затражи измене и допуне достављених материјала, како би се на задовољавајући начин остварио циљ овог Уговора.

Члан 8.

Корисник услуге се обавезује да, у складу са утврђеним роковима за извршење уговорених обавеза, информиса Пружаоца услуге о резултатима разматрања материјала и докумената које је Пружалац услуге припремио током извршења овог Уговора и оцени прихватљивости анализа, предлога, материјала и других докумената.

ОБАВЕЗЕ ПРУЖАОЦА УСЛУГЕ

Члан 9.

Пружалац услуге је дужан да у року од 10 (словима: десет) дана затражи од Корисника услуге све потребне информације, разјашњења, документацију и друге релевантне податке неопходне за извршење овог Уговора.

Уколико Пружалац услуге не поступи у складу са ставом првим овог члана, сматраће се да је благовремено прибавио све потребне податке за извршење Услуге у целости.

Пружалац услуге је дужан да пружи Услугу Кориснику услуге у складу са својим целокупним знањем и искуством које поседује и обезбеди сва обавештења Кориснику услуге о унапређењима и побољшањима, иновацијама и техничким достигнућима, која се односе на предмет овог Уговора.

Пружалац услуге се обавезује да, на захтев Корисника услуге, презентира и стручно образложи све анализе, предлоге и решења, акта и друга документа које је припремио у реализацији Услуге по овом Уговору, пред надлежним органима Корисника услуге, као и о другим питањима која захтевају усклађеност решења.

Члан 10.

Пружалац услуге се обавезује да ће након извршења целокупне Услуге, предати Кориснику услуге Студију у 6 (словима: шест) примерака одштампаних и тврдо укоричених на српском језику, са верзијом на CD у прилогу сваког примерка.

Предате примерке Студије из става првог овог члана верификује лице овлашћено за праћење реализације овог Уговора на страни Корисника услуге.

Члан 11.

Уговорне стране су у обавези да током реализације предмета овог Уговора, једна другој учине доступним све релевантне податке, документацију и информације којима располажу, а које су од значаја за извршење овог Уговора. Уговорне стране су у обавези да по потреби предузму и друге обавезе које се покажу као нужне од значаја за реализацију предмета овог Уговора.

РОК, МЕСТО И ДИНАМКА ПРУЖАЊА УСЛУГЕ

Члан 12.

Рок за извршење Услуге из члана 1. овог Уговора износи 12 (словима: дванест) месеци од дана ступања Уговора на снагу.

Место обиласка локације: Огранак РБ Колубара и Огранак ТЕ-КО Костолац

Место извршења услуге су системи у оба Огранка на којима раде предметне машине, односно, саме предметне машине.

Након усвајања пројекта Пружалац услуге је у обавези да у наредних 12 (словима: дванест) месеци буде на располагању Наручиоцу за примену пројектног решења.

Динамика и рокови реализације активности предвиђени су Термин планом који чини Прилог 5. овог Уговора.

Пружалац услуге је обавезан да 20 (словима: двадесет) дана по потписивању Уговора презентује Идејно решење предметне Студије и термин план за њену реализацију и да на сваких 90 (словима: деведесет) дана у сарадњи са Корисником услуга прикаже у форми тромесечног извештаја степен реализације.

Уколико представници Корисника услуге задужени за достављање података и захтеваних подлога неопходних за реализацију предметне Студије касне са достављањем истих, рок за реализацију се продужава за дужину кашњења, што ће се записнички евидентирати.

СРЕДСТВА ФИНАНСИЈСКОГ ОБЕЗБЕЂЕЊА

Члан 13.

Пружалац услуге је обавезан да Кориснику услуге достави при потписивању Уговора, а најкасније у року од 10 (словима: десет) дана од дана обостраног потписивања, као одложни услов из члана 74. став 2. Закона о облигационим односима („Сл. лист СФРЈ“ бр. 29/78, 39/85, 45/89 – одлука УСЈ и 57/89, „Сл. лист СРЈ“ бр. 31/93 и „Сл. лист СЦГ“ бр. 1/2003 – Уставна повеља), даље: ЗОО, као средство финансијског обезбеђења за добро извршење посла преда Кориснику услуга

- бланко сопствену меницу за добро извршење посла, са клаузулом без протеста и извештаја, потписана и оверена службеним печатом од стране овлашћеног лица или лица по овлашћењу законског заступника, на начин који прописује Закон о меници ("Сл. лист ФНРЈ" бр. 104/46, "Сл. лист СФРЈ" бр. 16/65, 54/70 и 57/89 и "Сл. лист СРЈ" бр. 46/96, Сл. лист СЦГ бр. 01/03 Уст. повеља) и Закона о платним услугама („Службени гласник РС“ бр. 139/2014 године)
- менично писмо – овлашћење којим Пружалац услуге овлашћује Корисника услуге да може наплатити меницу на износ од 10% од вредности Уговора (без ПДВ) са роком важења минимално 30 (словима: тридесет) дана дужим од рока важења Уговора, с тим да евентуални продужетак рока важења Уговора има за последицу и продужење рока важења менице и меничног овлашћења,
- фотокопију важећег Картона депонованих потписа овлашћених лица за располагање новчаним средствима Пружаоца услуге код пословне банке, оверену од стране банке на дан издавања менице и меничног овлашћења (потребно је да се поклапају датум са меничног овлашћења и датум овере банке на фотокопији депо картона),
- фотокопију ОП обрасца за законског заступника и лица овлашћених за потпис менице/овлашћења (Оверени потписи лица овлашћених за заступање),
- доказ о регистрацији менице у Регистру меница Народне банке Србије (фотокопија Захтева за регистрацију менице од стране пословне банке која је извршила регистрацију менице или извод са интернет странице Регистра меница и овлашћења НБС) у складу са

Одлуком о ближим условима, садржини и начину вођења регистра меница и овлашћења („Сл. гласник РС“ бр. 56/11 и 80/15,76/2016,82/2017).

Уговорне стране су сагласне да Корисник услуге може, без било какве претходне сагласности Пружаоца услуге, поднети на наплату средство финансијског обезбеђења из става 1. овог члана, у случају да Пружалац услуге не изврши у целости или неблаговремено, делимично или некавалитетно изврши било коју од уговорених обавеза.

Достављање средстава финансијског обезбеђења из става 1. овог члана представља одложни услов, тако да правно дејство овог Уговора не настаје док се одложни услов не испуни.

ИЗВРШИОЦИ

Члан 14.

Извршиоци су ангажована лица од стране Пружаоца услуге.

Пружалац услуге доставља Кориснику услуге:

- Списак извршилаца, са наведеним квалификацијама свих извршилаца и прецизно дефинисаним активности које обављају у извршавању Услуге, са којим списком је сагласан Корисник услуге (Списак извршилаца који је Прилог 6. овог Уговора).

Уколико се током извршења Услуге, појави оправдана потреба за заменом једног или више извршилаца, као и на необразложен захтев Корисника услуге Пружалац услуге је дужан да извршиоца замени другим извршиоцима са најмање истим стручним квалитетима и квалификацијама, уз претходну писану сагласност Корисника услуге.

Ако Пружалац услуге мора да повуче или замени било ког извршиоца Услуге за време трајања овог Уговора, све трошкове који настану таквом заменом сноси Пружалац услуге.

Члан 15.

Пружалац услуге и извршиоци који су ангажовани на извршавању активности које су предмет овог Уговора, дужни су да чувају поверљивост свих података и информација садржаних у документацији, извештајима, предрачуницима, техничким подацима и обавештењима, до којих дођу у вези са реализацијом овог Уговора и да их користе искључиво за обављање те Услуге, а у складу са Уговором о чувању пословне тајне и поверљивих информација који је Прилог број 7 уз овај Уговор.

Информације, подаци и документација које је Корисник услуге доставио Пружаоцу услуге у извршавању предмета овог Уговора, Пружалац услуге не може стављати на располагање трећим лицима, без претходне писане сагласности Корисника услуге.

ИНТЕЛЕКТУАЛНА СВОЈИНА

Члан 16.

Пружалац услуге потврђује да је носилац права интелектуалне својине и да ће предмет овог Уговора извршавати уз поштовање обавеза које произилазе из важећих прописа који регулишу права интелектуалне својине у Републици Србији.

Накнаду за коришћење права интелектуалне својине, као и одговорност за евентуалну повреду заштићених права интелектуалне својине трећих лица, сноси у целости Пружалац услуге.

Корисник услуге има право трајног и неограниченог коришћења свих Услуга које су предмет овог Уговора, без предметних, просторних и временских ограничења, као и без икакве посебне накнаде.

На све што није предвиђено овим Уговором, а тиче се предмета Уговора, примењиваће се одредбе Закона о ауторским и сродним правима ("Сл. гласник РС", бр. 104/2009, 99/2011 и 119/2012) и ЗОО.

ЗАКЉУЧИВАЊЕ И СТУПАЊЕ НА СНАГУ

Члан 17.

Овај Уговор сматра се закљученим када га потпишу законски заступници Уговорних страна.

Овај Уговор ступа на снагу када Пружалац услуге у складу са роком из члана 13. овог Уговора достави средстава финансијског обезбеђења.

Члан 18.

Овај Уговор важи до обостраног испуњења уговорених обавеза.

Обавезе по овом Уговору које доспевају у наредној години, Корисик услуге ће реализовати највише до износа средстава која ће за ту намену бити одобрена у Годишњем плану пословања за године у којима ће се плаћати уговорене обавезе.

Члан 19.

Овај Уговор и његови Прилози од 1 до 10. из члана 37. овог Уговора, сачињени су на српском језику.

На овај Уговор примењују се закони Републике Србије.

У случају спора меродавно право је право Републике Србије, а поступак се води на српском језику.

ОВЛАШЋЕНИ ПРЕДСТАВНИЦИ ЗА ПРАЋЕЊЕ УГОВОРА

Члан 20.

Овлашћени представници за праћење реализације Услуге из члана 1. овог Уговора су:

- за Корисника услуге: дипл. маш. инг. у Управи за угаљ - Борислав Мрваљевић
- за Пружаоца услуге: проф. Др Срђан Бошњак

Овлашћења и дужности овлашћених представника за праћење реализације овог Уговора су да:

- учествују у изради, потпишу и верификују Коначни извештај (на основу тромесечних извештаја и коначног прегледа) о квалитативном пријему услуга (без примедби); , Записник о финалном квалитативном пријему услуге састављају и потписују овлашћена лица из ЕПС.
- извршавају и друге дужности везане за реализацију предмета овог Уговора, по потреби.

КВАНТИТАТИВНИ И КВАЛИТАТИВНИ ПРИЈЕМ

Члан 21.

Лице за праћење Уговора на основу тромесечних извештаја који су прихваћени без примедби и на основу квантитативног и квалитативног пријема потпишу Коначни извештај без примедби као подлогу за израду Записника о финалном квалитативном пријему услуге.

Наведене извештаје сачињава Пружалац услуге.

Квантитативни и квалитативни пријем Услуге врши се приликом пружања Услуге у присуству овлашћених представника за праћење Уговора.

У случају да се приликом пријема Услуге утврди да стварно стање не одговара обиму и квалитету, Корисник услуге је дужан да рекламацију записнички констатује и исту одмах достави Пружаоцу услуге у року од 8 (словима: осам) дана.

Пружалац услуге се обавезује да недостатке установљене од стране Корисника услуге приликом квантитативног и квалитативног пријема отклони у року од 8 (словима: осам дана) од момента пријема рекламације о свом трошку.

Анализа (Студија) ће бити прихваћена уз претходну контролу и позитивно мишљење о току и обиму извршења наручене услуге.

Записник о финалном квалитативном пријему услуге и примопредаји биће потписан од стране Пружаоца услуге и Корисника услуге.

ВИША СИЛА

Члан 22.

Под дејством више силе сматра се случај који ослобађа од одговорности за извршавање свих или неких уговорених обавеза и за накнаду штете за делимично или потпуно неизвршење уговорних обавеза, за ону Уговорну страну код које је наступио случај више силе, или обе Уговорне стране када је код обе уговорне стране наступио случај више силе, а извршење обавеза које је онемогућено због дејства више силе, одлаже се за време њеног трајања.

Уговорна страна којој је извршавање уговорних Услуга онемогућено услед дејства више силе је у обавези да одмах, без одлагања, а најкасније у року од 48 (словима: четрдесетосам) часова, од часа наступања случаја више силе, писаним путем обавести другу Уговорну страну о настанку више силе и њеном процењеном или очекиваном трајању, уз достављање доказа о постојању више силе.

За време трајања више силе свака Уговорна страна сноси своје трошкове и ниједан трошак, или губитак једне и/или обе Уговорне стране, који је настао за време трајања више силе, или у вези дејства више силе, се не сматра штетом коју је обавезна да надокнади друга Уговорна страна, ни за време трајања више силе, ни по њеном престанку.

Уколико деловање више силе траје дуже од 30 (словима: тридесет) календарских дана, уговорне стране ће се договорити о даљем поступању у извршавању одредаба овог Уговора – одлагању испуњења и о томе ће закључити анекс овог Уговора, или ће се договорити о раскиду овог Уговора, с тим да у случају раскида Уговора по овом основу – ниједна од Уговорних страна не стиче право на накнаду било какве штете.

У случају из претходног става овог члана Уговора Корисник услуге ће поступати у складу са чланом 115. Закона.

НАКНАДА ШТЕТЕ

Члан 23.

Пружалац услуге је у складу са ЗОО одговоран за штету коју је претрпео Корисник услуге неиспуњењем, делимичним испуњењем или задоцњењем у испуњењу обавеза преузетих овим Уговором.

Уколико Корисник услуге претрпи штету због чињења или нечињења Пружаоца услуге и уколико се Уговорне стране сагласе око основа и висине претрпљене штете, Пружалац услуге је сагласан да Кориснику услуге исту накнади, тако што Корисник услуге има право на наплату накнаде штете без посебног обавештења Пружаоца услуге уз издавање одговарајућег обрачуна са роком плаћања од 15 (словима: петнаест) дана од датума издавања истог.

Ниједна Уговорна страна неће бити одговорна за било какве посредне штете и/или за измаклу корист у било ком виду, које би биле изван оквира непосредних обичних штета, а које би могле

да проистекну из или у вези са овим Уговором, изузев уколико је у питању груба непажња или поступање изван професионалних стандарда за ову врсту услуга на страни Пружаоца услуге.

Наведена ограничавања/искључивања одговорности се не односе на одговорност било које Уговорне стране када се ради о кршењу обавеза у вези са чувањем пословних тајни, као и у вези са поштовањем права интелектуалне својине из члана 16. овог Уговора.

УГОВОРНА КАЗНА

Члан 24.

У случају да Пружалац услуге, својом кривицом, не изврши/ не пружи о року уговорене Услуге, Пружалац услуге је дужан да плати Кориснику услуге уговорне пенале, у износу од 0,2% од цене из члана 2. став 1. овог Уговора за сваки започети дан кашњења, у максималном износу од 10% од цене из члана 2. став 1. овог Уговора без пореза на додату вредност.

Плаћање пенала у складу са претходним ставом доспева у року од 10 (словима: десет) дана од дана издавања рачуна од стране Корисника услуге за уговорне пенале.

Уколико Корисник услуге услед кашњења из става 1. овог члана, претрпи штету која је већа од износа тих пенала, има право на накнаду разлике између претрпљене штете у целости и исплаћених пенала.

У случају закашњења са извршењем услуга дуже од 20 (словима: двадесет) дана, Корисник услуга има право да једнострано раскине овај Уговор и од Пружаоца услуга захтева накнаду штете и измакле добити.

РАСКИД УГОВОРА

Члан 25.

Свака Уговорна страна може једнострано раскинути овај Уговор пре истека рока, у случају непридржавања друге Уговорне стране, одредби овог Уговора, неотпочињања или некавалитетног извршења Услуге која је предмет овог Уговора, достављањем писане изјаве о једностраном раскиду Уговора другој Уговорној страни и уз поштовање отказног рока од 15 (словима: петнаест) дана од дана достављања писане изјаве.

Корисник услуге може једнострано раскинути овај Уговор пре истека рока услед престанка потребе за ангажовањем Пружаоца услуге, достављањем писане изјаве о једностраном раскиду Уговора Пружаоцу услуге и уз поштовање отказног рока од 15 (словима: петнаест) дана од дана достављања писане изјаве.

Уколико било која Уговорних страна откаже овај Уговор без оправданог, односно објективног и доказаног разлога, друга Уговорна страна има право да на име неоправданог отказа наплати уговорну казну из члана 24. овог Уговора, у висини од 10% од укупне вредности Уговора, у свему у складу са ЗОО, одговорност за штету због неиспуњења, делимичног испуњења или задоцњења у испуњењу обавеза преузетих овим Уговором.

БЕЗБЕДНОСТ И ЗДРАВЉЕ НА РАДУ

Члан 26.

Пружалац услуге дужан је да све послове које обавља у циљу реализације овог Уговора, обавља поштујући прописе и ратификоване међународне конвенције о безбедности и здрављу на раду у Републици Србији. Пружалац услуге је дужан да се придржава аката Корисника услуге, односно докумената које Уговорне стране закључе из области безбедности и здравља на раду у складу са прописима Републике Србије.

Пружалац услуге је одговоран за предузимање свих мера безбедности и здравља на раду, које је, полазећи од специфичности послова које су предмет овог Уговора, технологије рада и

стеченог искуства, неопходно спровести како би се заштитили запослени код Пружаоца услуге, као и друга лица која Пружалац услуге ангажује приликом пружања услуге и имовина.

У случају било каквог кршења обавезе наведене у ставу 1. и 2. овог члана Корисник услуге може раскинути овај Уговор.

Члан 27.

Права и обавезе Уговорних страна у вези са безбедности и здрављем на раду дефинисане су у Прилогу о безбедности и здрављу на раду (дат је у Прилогу 10. овог Уговора), који чинисаставни део овог Уговора.

Члан 28.

Пружалац услуге је дужан да колективно осигура своје запослене (извршиоце) у случају повреде на раду, професионалних обољења и обољења у вези са радом.

Пружалац услуге је дужан да поседује полису осигурања од одговорности из делатности за штете причињене трећим лицима.

Осигурања из става 1. овог члана, трајаће до завршетка пружања и/или извршења Услуга које су предмет овог Уговора.

Члан 29.

Пружалац услуге је дужан да Кориснику услуге и/или његовим запосленима надокнади штету која је настала због непридржавања прописаних мера безбедности и здравља на раду од стране Пружаоца услуге, односно његових запослених, као и других лица које је ангазовао Пружалац услуге, ради обављања послова који су предмет овог Уговора.

Под штетом, у смислу става 1. овог члана, подразумева се нематеријална штета настала услед смрти или повреде запосленог код Корисника услуге, штета настала на имовини Корисника услуге, као и сви други трошкови и накнаде које је имао Корисник услуге ради отклањања последица настале штете.

Пружалац услуге је дужан да поседује полису осигурања од одговорности из делатности за штете причињене трећим лицима.

Члан 30.

Пружалац услуге је дужан да, у складу са Законом о безбедности и здравља на раду („Службени гласник РС“, бр. 101/2005 и 91/2015), (даља: Закон о БЗР), обустави послове на радном месту уколико је забрану рада на радном месту или забрану употребе средства за рад издало лице одређено од стране Корисника услуге, у складу са прописима, од стране Корисника услуге, као и да спроводи контролу примене превентивних мера за безбедан и здрав рад, док се не отклоне примедбе Корисника услуге.

Пружалац услуге нема право на накнаду трошкова насталих због оправданог обустављања послова на начин утврђен у ставу 1. овог члана, нити може продужити рок за пружање услуга, због тога што су послови обустављени од стране лица одређеног од стране Корисника услуге за спровођење контроле примене превентивних мера за безбедан и здрав рад.

ЗАВРШНЕ ОДРЕДБЕ

Члан 31.

Ниједна Уговорна страна нема право да неку од својих права и обавеза из овог Уговора уступи, прода нити заложу трећем лицу без претходне писане сагласности друге Уговорне стране.

Члан 32.

Уколико у току трајања обавеза из овог Уговора дође до статусних промена код уговорних страна, права и обавезе прелазе на одговарајућег правног следбеника.

Након закључења и ступања на правну снагу овог Уговора, Корисник услуге може да дозволи, а Пружалац услуге је обавезан да прихвати промену Уговорних страна због статусних промена код Корисника услуге, у складу са Уговором о статусној промени.

Члан 33.

Неважење било које одредбе овог Уговора неће имати утицаја на важење осталих одредби Уговора, уколико битно не утиче на реализацију овог Уговора.

Члан 34.

Уговорне страна током трајања овог Уговора због промењених околности ближе одређених у члану 115. Закона, могу у писменој форми путем Анекса извршити измене и допуне овог Уговора.

Корисник услуге може повећати обим предмета јавне набавке из Уговора о јавној набавци за максимално до 5% укупне вредности Уговора под условом да има обезбеђена финансијска средства, у случају више силе, околности које нису могле бити предвиђене пре почетка рада, непредвиђене и/или додатне услуге које су неопходне за окончање студије.

У случају из става 1. и 2. овог члана Корисник услуге је дужан да донесе одлуку о измени уговора која садржи податке у складу са Прилогом ЗЛ и да у року од 3 (словима: три) дана од дана доношења исту објави на Порталу Јавних набавки и извештај достави Управи за јавне набавке и Државној ревизорској институцији.

Члан 35.

Све неспоразуме који могу настати из овог Уговора, Уговорне стране ће настојати да реше споразумно, а уколико у томе не успеју Уговорне стране су сагласне да сваки спор настао из овог Уговора буде коначно решен од стране стварно надлежног суда у Београду.

Члан 36.

На односе Уговорних страна, који нису уређени овим Уговором, примењују се одговарајуће одредбе ЗОО и других закона, подзаконских аката, стандарда и техничких норматива Републике Србије, примењивих с обзиром на предмет овог Уговора.

Члан 37.


Саставни део овог Уговора чине:

- Прилог број 1 Конкурсна документација; (www.ujn.gov.rs;
- šifra <http://portal.ujn.gov.rs/Uspeh.aspx?code=1&IDDokument=1739515>)
- Прилог број 2 Понуда број 352/1 од 08.02.2018. године;
- Прилог број 3 Опис и врста услуге ;
- Прилог број 4 Структура цене из Понуде;
- Прилог број 5 Термин план;
- Прилог број 6 Списак извршилаца;
- Прилог број 7 Уговор о чувању пословне тајне и поверљивих информација;
- Прилог број 8 Споразум о заједничком извршењу услуге број 333/1 од 07.02.2018. године
- Прилог број 9 Средство финансијског обезбеђења
- Прилог број 10 Прилог о безбедности и здрављу на раду

Члан 38.

Овај Уговор се закључује у 6 (словима: шест) примерака од којих свака Уговорна страна задржава по 3 (словима: три) идентична примерка Уговора.

КОРИСНИК УСЛУГЕ
Јавно предузеће
„Електропривреда Србије“ Београд


Милорад Грчић
в.д. директора



ПРЕДУЗЕЊАЦ УСЛУГЕ
Универзитет у Београду
Машински факултет


проф. др Радивоје Митровић
Декан



3. ТЕХНИЧКА СПЕЦИФИКАЦИЈА

ПРОГРАМСКИ ЗАДАТАК за израду Научно-истраживачког рада

"Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације"

1. ОПШТИ ПОДАЦИ

Наручилац: ЈП "ЕЛЕКТРОПРИВРЕДА СРБИЈЕ"

- 1.1. Назив објекта: Површински копови ЈП ЕПС-а
- 1.2. Локација објекта: Огранак РБ Колубара и Огранак ТЕ-КО Костолац

2. ПРЕДМЕТ ДОКУМЕНТАЦИЈЕ

- 2.1. Назив документације: Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације
- 2.2. Врста документа: Научно-истраживачки рад
- 2.3. Циљ израде документа: Анализа могућности и оправданости унификације погона копања багера SRs 2000

3. УВОДНА ОБРАЗЛОЖЕЊА ПРОЈЕКТА

Документ "Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације" треба да на основу искуства са до сада примењиваним погонима копања роторних багера SRs 2000 на површинским коповима ЕПС-а пружи увид у могућности унификације погона копања (редуктор, осовина, мембрана, радни точак) као и да да предлог унификованог техничког решења погона копања багера SRs 2000.

Конструкционо решење оптимизованог унификованог погона копања мора обухватити техничку документацију, рачунску верификацију (укључујући доказ капацитета), анализу утицаја погона копања на поуздан и безбедан рад основне машине (провера статике и динамике, утицај фреквентне регулације, провера стабилности основне машине), пројекат уградње новог техничког решења погона копања на багере са термин планом.

Економска анализа подразумева предмер и предрачун оптимизације и унификације погона копања уз коришћење постојећих ресурса, као и предмер и предрачун оптимизације

и унификације са набавком новог погона копања.

4. САДРЖАЈ СТУДИЈЕ

1. Искуства са до сада примењиваним погонима копања роторних багера SRs 2000 на површинским коповима ЕПС-а
 - 1.1 Систематизовање запажања и примедби одржавалаца роторних багера
 - 1.2 Хронологија проблема у раду погона копања
 - 1.3 Техноекономска анализа до сада реализованих техничких решења погона копања
 - 1.4 Досадашња искуства у овој области у свету
2. Геолошка грађа радне средине на површинским коповима угља ЕПС-а
3. Мерење и снимање отпора копања (измерено/пројектовано)
 - 3.1 Мерење специфичног отпора копања
 - 3.2 Вибро-дијагностика и мерење убрзања на постојећим погонима копања
 - 3.3 Анализа утицаја лостојећих погона копања на носећу структуру
4. Анализа могућности унификације погона копања
 - 4.1 Упоредбе постојећих концепција погона копања
 - 4.2 Анализа стања редуктора копања и осталих елемената погона копања
 - 4.3 Сагледавање могућности унификације погона копања (редуктор, осовина, мембрана, радни точак) на основу постојећих ресурса
 - 4.4 Анализа утицаја фреквентне регулације на погон копања
 - 4.5 Анализа оправданости унификације погона копања
5. Предлог унификованог техничког решења погона копања багера SRs 2000
 - 5.1 Конструкционо решење оптимизованог унификованог погона копања
 - 5.2 Техничка документација оптимизованог унификованог погона копања (до нивоа радионичког цртежа)
 - 5.3 Рачунска верификација (сви неопходни прорачуни укључујући доказ капацитета)
 - 5.4 Анализа утицаја оптимизованог унификованог техничког решења погона копања на поуздан и безбедан рад основне машине (провера статике и динамике, утицај фреквентне регулације, провера стабилности основне машине)
 - 5.5 Пројекат уградње новог техничког решења погона копања на багере са термин планом
6. Економска анализа
 - 6.1 Предмер и предрачун оптимизације и унификације погона копања уз коришћење постојећих ресурса
 - 6.2 Предмер и предрачун оптимизације и унификације са набавком новог погона копања

15.2 ПРИЛОГ 2: ПОТВРДА КОРИСНИКА

ПОТВРДА О РЕФЕРЕНТНИМ НАБАВКАМА

Наручилац односно корисник предметних услуга:

Јавно предузеће „Електропривреда Србије“ Београд, Београд, Балканска 13
 (назив и седиште наручиоца)

Лице за контакт:

Борислав Мрваљевић, 064 1474 015
 (име, презиме, контакт телефон)

Овим путем потврђујем да је

Група понуђача:

Универзитет у Београду-Машински факултет, Београд, Краљице Марије 16 и
Универзитет у Београду, Рударско-геолошки факултет, Београд, Ћушина 7
 (навести назив седиште понуђача)

за наше потребе извршио **израду студије под називом:**

„АНАЛИЗА ПОГОНСКИХ СИСТЕМА РАДНОГ ТОЧКА
НА БАГЕРИМА SRS 2000 СА ЦИЉЕМ УНИФИКАЦИЈЕ“
 (навести)

у уговореном року, обиму и квалитету и да у гарантном року није било рекламација на исте.

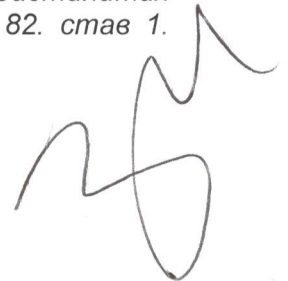
Датум закључења уговора	Датум реализације уговора
Уговор број 12.01.18633/12-18 од 26.04. 2018.	23.04. 2019.

Датум:

М.П. Наручилац/корисник услуга:


НАПОМЕНА:

Приликом подношења понуде овај образац копирати у потребном броју примерака. Понуђач који даје нетачне податке у погледу стручних референци, чини прекршај по члану 170. став 1. тачка 3. Закона о јавним набавкама. Давање неистинитих података у понуди је основ за негативну референцу у смислу члана 82. став 1. тачка 3) Закона



Јавно предузеће "Електропривреда Србије" Београд

Огранак РБ Колубара, Лазаревац

Организациона целина: Колубара Метал, Вреоци



Универзитет у Београду

Машински факултет

БЕОГРАД

Краљице Марије 16

На молбу проф. др Срђана Бошњака, достављамо

ПОТВРДУ

да је техничко решење „Од а priori до а постериори статичке стабилности роторних багера“ чији су аутори проф. др Срђан Бошњак, доц. др Небојша Гњатовић и истраживач-сарадник Иван Миленовић, дипл. маш. инж., успешно примењено за прорачун стабилности роторног SRs 2000 (студија под називом „Анализа погонских система радног точка на багерима SRs 2000 са циљем унификације“) и роторног багера SchRs 1600. Наведено техничко решење примењује се од јуна 2019. године.

Директор Колубара Метал

Др Милорад Пантелић, дипл. маш. инж

20. јануар 2020.

Веоци

15.3 ПРИЛОГ 3: РАД ПУБЛИКОВАН У ЧАСОПИСУ СА SCI ЛИСТЕ (категорија: M22)
(<http://dx.doi.org/10.17531/ein.2018.2.04>)

Srđan BOŠNJAK
Nebojša GNJATOVIĆ
Ivan MILENOVIĆ

FROM 'A PRIORI' TO 'A POSTERIORI' STATIC STABILITY OF THE SLEWING SUPERSTRUCTURE OF A BUCKET WHEEL EXCAVATOR

RÓWNOWAGA STATYCZNA NADWOZIA OBROTOWEGO KOPARKI KOŁOWEJ: OD MODELU "A PRIORI" DO MODELU "A POSTERIORI"

The complexity of the slewing superstructure (SS) balancing problem derives from the changeability of its geometric configuration, the complexity of working conditions as well as multiple limitations of the possible set of solutions. Having in mind the fact that the existing reference literature does not fully specify the procedure of static stability proof, the aforementioned procedure is presented in detail for the first time in this paper. A major contribution is represented in the classification of the slewing superstructure models into two groups which were named: the 'a priori' model (designed image of the SS) and the 'a posteriori' model (actual image of the SS). The fundamental stages of the 'a posteriori' model development method are presented in the paper. The transformation and validation of the calculation model 'a priori' to the calculation model 'a posteriori' was conducted on the basis of weighing results. A calculation of the basic parameters of the bucket wheel excavator (BWE) superstructure was conducted for both analyzed models by using the in-house developed software. The 'a posteriori' models provide a reliable calculation of the SS static stability and may be used not only for static stability proof of the machine as a whole, but also for load analysis of substructures and elements of BWE and related surface mining machines, such as spreaders. Besides that, the previously mentioned models are of extreme importance for a successful and reliable exploitation and maintenance of the machine since they present the basis for adjustment and control of limiting winch rope forces values, periodic control of mass and center of gravity position, as well as for a possible reconstruction which would be conducted in order to realize better customization of the machine versus operating conditions.

Keywords: bucket wheel excavator, slewing superstructure, static stability proof.

Złożoność problematyki stabilizacji nadwozia obrotowego (slewing superstructure, SS) wynika ze zmienności jego konfiguracji geometrycznej, złożoności warunków pracy oraz wielu ograniczeń możliwego zbioru rozwiązań. Ponieważ istniejąca literatura nie opisuje w pełni procedury przeprowadzania dowodu na równowagę statyczną, niniejsza praca stanowi pierwszą próbę opracowania takiej procedury. Głównym wkładem niniejszego artykułu jest klasyfikacja modeli nadwozia obrotowego na dwie grupy: model "a priori" (zaprojektowany obraz SS) i model "a posteriori" (rzeczywisty obraz SS). W artykule przedstawiono podstawowe etapy metody opracowywania modelu "a posteriori". Walidacji modelu obliczeniowego "a priori" i jego transformacji do modelu obliczeniowego "a posteriori" dokonano na podstawie wyników ważenia. Dla obydwu analizowanych modeli wykonano obliczenia podstawowych parametrów nadwozia koparki kołowej przy użyciu oprogramowania własnego. Modele "a posteriori" zapewniają niezawodne obliczenia równowagi statycznej SS i mogą być stosowane nie tylko do sprawdzania równowagi statycznej maszyny jako całości, ale również do analizy obciążenia podzespołów i elementów koparki kołowej oraz powiązanych maszyn górniczych, takich jak zwałowarki. Poza tym wspomniane wcześniej modele mają ogromne znaczenie dla skutecznej i niezawodnej eksploatacji i konserwacji maszyn, ponieważ stanowią podstawę do regulacji i kontroli granicznych wartości sił liny wciągarki, okresowej kontroli masy i położenia środka ciężkości, jak również możliwej rekonstrukcji, którą przeprowadza się w celu lepszego dostosowania maszyny do warunków pracy.

Słowa kluczowe: koparka kołowa, nadwozie obrotowe, równowaga statyczna.

1. Introduction

Identifying the weight and the centre of gravity (COG) position i.e. the basic parameters of static stability (BPSS) is of extreme importance during the development of bucket wheel excavators (BWEs) projects, as well as during their exploitation and maintenance [5]. This is the reason why validation of the BPSS calculation values is performed by weighing, conducted immediately after the first BWE erection and also after every reconstruction of the slewing superstructure (SS) [1,9,11,12].

The weight of the bucket wheel boom subsystem is dominantly influencing the intensity of the load of its hanging system i.e. winch rope forces [5]. Additionally, the SS COG position has a major influ-

ence on the load of the slew bearing [16,17]. According to the presented facts, it can be concluded that precise identification of BPSS enables: (a) a reliable adjustment of the winch rope forces limiting values, which present basic protection against the SS static stability loss, (b) an identification of the loads of the catch hooks, which prevent loss of the static stability in extreme load cases and (c) a determination of unevenness of slew bearing rolling bodies load distribution.

In reference literature in the field of bucket wheel excavators [9,15] – the problem of static stability is analyzed only in general. The influence of the BPSS on the loads of the bucket wheel boom stays is analyzed in [5], while the influence of counterweight (CW) and bucket wheel (BW) with drive mass on the dynamic response of the SS is analyzed in paper [4]. Dynamics of the large-scale load-carrying

structures is especially influenced by the slewing superstructure COG position [13,14].

The complexity of the SS static stability proof arises from the changeability of its geometric configuration and a relatively large number of partial loads combinations. In the literature which was available to the authors, only the calculation of the safety factor against overturning on the basis of project documentation i.e. before weighing ('a priori') is analyzed. Furthermore, such calculation is provided scarcely and in general. Also, the calculation algorithm with appropriate expressions is not given. The investigations, published in research papers [1,11,12], are entirely dedicated to the problems of experimental determination of the SS weight and its COG position. The static stability proof conducted on the basis of BPSS obtained by weighing ('a posteriori') is not even mentioned. With these facts in mind, the procedure of the SS static stability proof 'a priori' is presented, and the original procedure of static stability proof 'a posteriori' is developed and fully included in this paper. Research presented in this paper is the sequel of the research published in [5] thus the object of analysis is the same: BWE 1600 (Fig. 1 in [5]). Development of the SS 'a posteriori' models is of extreme importance if perceived in the light of the fact that BWEs are machines designed for perennial exploitation in harsh working conditions. During their exploitation life, which for the BWEs operating in Serbian open-pit mines exceeds 40 years, reconstructions due to technological [2] or structural [2,6] failures, as well as failures of vital mechanisms [10], or executed in order to realise revitalization/modernization of excavating units [3,15], are inevitable. By nature, the mentioned reconstructions are dominantly executed on the SS responsible for the realisation of the excavation process, and inevitably followed by an experimental control of BPSS and the eventual correction of the CW mass before putting the excavator back to exploitation. The use of 'a posteriori' static stability proof procedure enables the determination of actual values of the factor of safety against overturning for the reconstructed SS. Besides, regardless of the cause (check out or reconstruction), the SS weighing procedure causes direct (engagement of specialists and specialized equipment) and indirect material losses due to the system standstill. For example, three days are needed for the realisation of SS weighing of the BWE which is a vital part of the overburden excavation system on the Tamnava East field open-pit mine (Serbia), whereby indirect costs caused by the system standstill are equal to 9232 €/h [7]. Three weighing procedures were conducted prior to putting the BWE 1600 to exploitation [5]. The use of the 'a posteriori' static stability proof procedure would enable the correction of the CW mass on the basis of two weighing procedures, thus essentially reducing the indirect losses, while fully providing the stability of the machine.

The proposed static stability proof procedure 'a posteriori' has a wider significance because it can be successfully used when proving the static stability of spreaders and similar machines used in the systems for surface mining, as well as large-scale cranes.

2. Static stability of the slewing superstructure

The SS is leaning on the radiaxial slew bearing (RSB) which distributes the loads to the undercarriage and enables its slewing. For the static stability proof in the RSB plane, the following influences are accounted for:

- all of the loads acting upon substructure 1 (SuS1: bucket wheel boom (BWB)+mast 1 (M1)+BWB stays (BWBS), Fig. 1) and 2 (SuS2: counterweight boom (CWB) with slewing platform

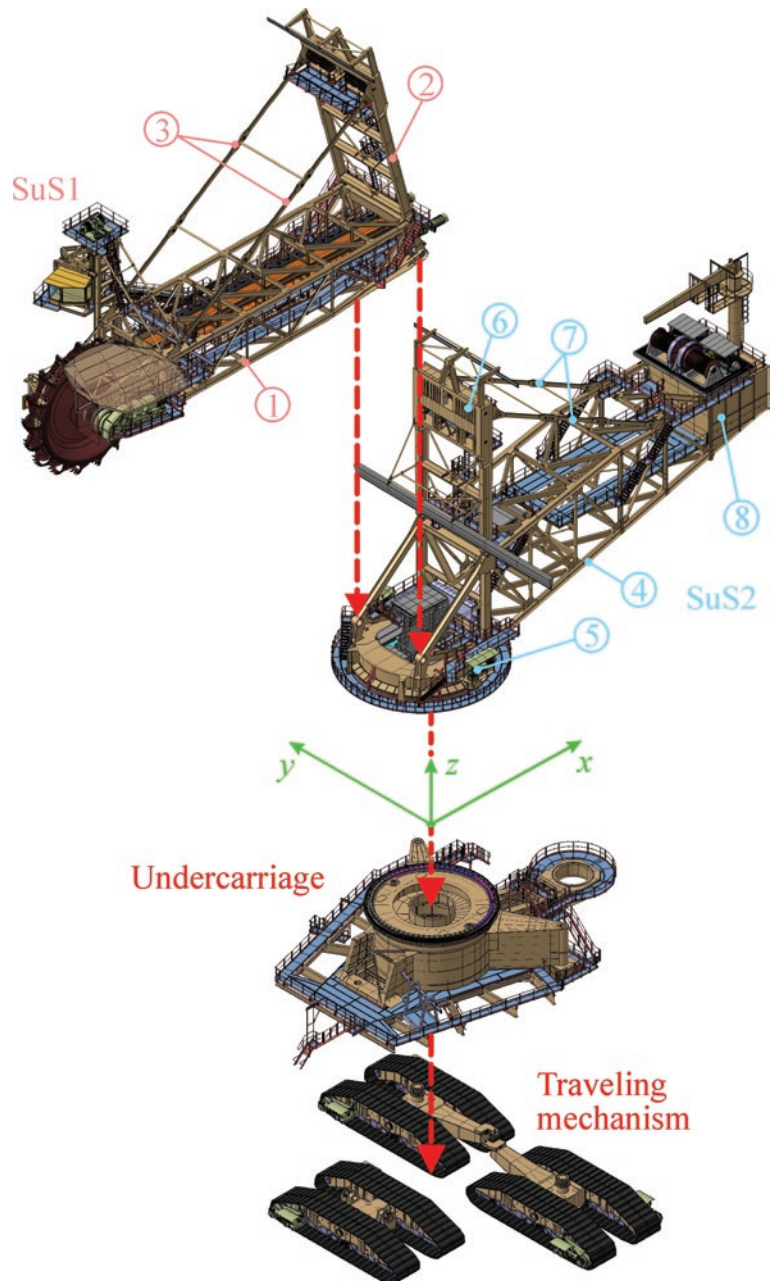


Fig. 1. Basic substructures of the BWE 1600: 1-bucket wheel boom; 2-mast 1; 3-bucket wheel boom stays; 4- counterweight boom; 5- slewing platform; 6-mast 2; 7-counterweight boom stays; 8- counterweight

(SP)+mast 2 (M2)+CWB stays (CWBS), Fig. 1), as well as CW;

- ground reactions due to BW partial leaning;
- overload forces.

It is important to note that points of application of all the loads acting upon SuS1, in relation to the conditionally stationary coordinate system, are dependent of the BWB hoisting angle, which is not the case with loads acting upon SuS2.

The BWB hoisting mechanism of the BWE 1600 is not equipped with the system for continuous adjustment of winch rope forces extreme values. Their setting values (S_A : minimum - 'warning'; S_{AA} : minimum - 'stop'; S_Z : maximum - 'warning'; S_{ZZ} : maximum - 'stop') remain constant on the complete domain of the BWB hoisting angle. The minimum and maximum rope force intensities ($S_{HZ3.1,min}$ and $S_{HZ3.1,max}$) obtained for load case (LC) HZ3.1 [8] (Tables 1 and

2) are representative for determining the winch rope forces setting values:

$$S_A = 0.94S_{HZ3.1,min} \quad (1)$$

$$S_{AA} = 0.87S_{HZ3.1,min} \quad (2)$$

$$S_Z = 1.08S_{HZ3.1,max} \quad (3)$$

$$S_{ZZ} = 1.13S_{HZ3.1,max} \quad (4)$$

Ground reactions caused by partial leaning of the BW and overload forces are determined for three characteristic LCs of the SuS1, Fig. 2:

- LC 1: dead load ($G_{SuS1}=G_{BWB}+G_{M1}+G_{BWBS}$);
- LC 2: dead load (G_{SuS1}), weight of the material on belt conveyor 1 (F_1), incrustation of the BW (V_0) and conveyor 1 (V_1) and the digging force (U_F);
- LC 3: dead load (G_{SuS1}), weight of the material on belt conveyor 1 (F_1), incrustation of the BW (V_0) and conveyor 1 (V_1) and the digging force (U_L).

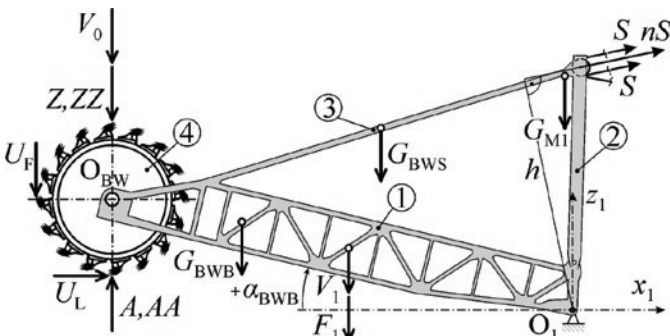


Fig. 2. The scheme for calculating the ground reaction due to partial leaning of the BW and overload forces: 1-BWB; 2-M1; 3-BWBS; 4-BW; S -winch rope force; n -number of rope legs; h -moment arm of pulley force; A, AA -ground reactions; $G_{BWB}, G_{M1}, G_{BWBS}$ -weights of BWB, M1, BWBS; F_1 -weight of material on belt conveyor 1; O_{BW} -center of the BW; $U_F=U_L$ -nominal tangential component of the digging force; V_0 and V_1 -weight of BW and conveyor 1 incrustation; Z, ZZ -overload forces; α_{BWB} -BWB hoisting angle

In the mentioned LCs, intensities of ground reactions (A, AA) are calculated on the basis of setting values of minimum winch rope forces (S_A and S_{AA} , expressions (1) and (2)), using the moment equation for y_1 axis, Fig. 2:

$$M_{y1,i} = S_A nh + \sum_L Lx_{1,L} - A_i x_{1,OBW} = 0, \quad (5a)$$

$$M_{y1,i} = S_{AA} nh + \sum_L Lx_{1,L} - AA_i x_{1,OBW} = 0, \quad (5b)$$

where: for LC 1, $i=1, L=G_{SuS1}$; for LC 2, $i=2, L=G_{SuS1}, F_1, V_0, V_1, U_F$; for LC 3, $i=3, L=G_{SuS1}, F_1, V_0, V_1, U_L$.

Expressing A_i and AA_i from equations (5a and 5b) respectively, while taking into consideration that according to [4] the calculation intensity of ground reaction is increased by 10%, the following equations are obtained:

$$A_i = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_A + \sum_L \frac{Lx_{1,L}}{nh} \right) = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_A - \sum_L S_L \right), \quad (6a)$$

$$AA_i = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_{AA} + \sum_L \frac{Lx_{1,L}}{nh} \right) = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_{AA} - \sum_L S_L \right), \quad (6b)$$

where S_L is the intensity of winch rope force induced by the influence of corresponding partial loading.

The overload forces are obtained by an analogous procedure, where as the basis for calculation, setting values of maximum winch rope forces (S_Z and S_{ZZ} , expressions (3) and (4)) are adopted:

$$Z_i = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_Z + \sum_L \frac{Lx_{1,L}}{nh} \right) = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_Z - \sum_L S_L \right) \quad (7a)$$

$$ZZ_i = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_{ZZ} + \sum_L \frac{Lx_{1,L}}{nh} \right) = 1.1 \frac{nh}{x_{1,OBW}} \left(S_{ZZ} - \sum_L S_L \right). \quad (7b)$$

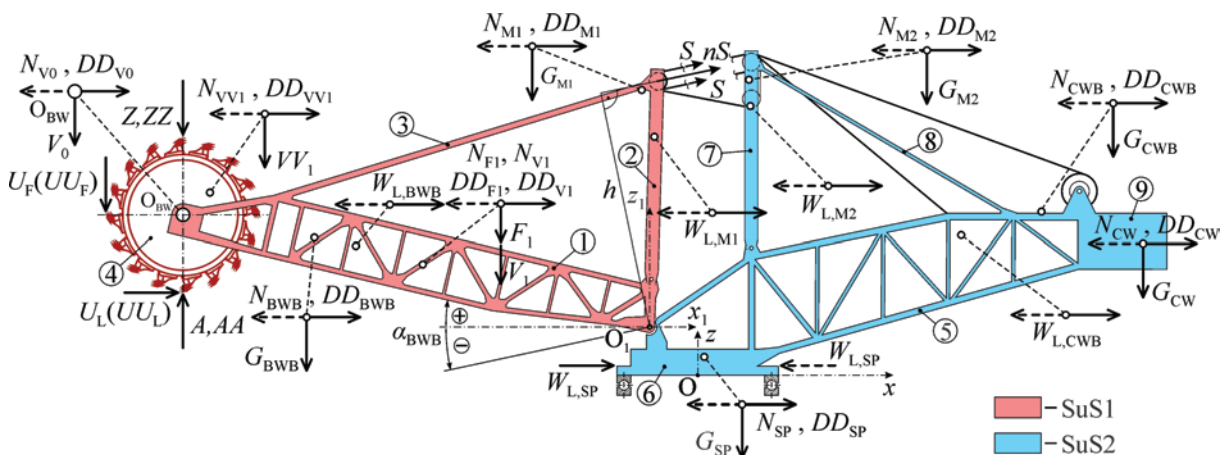


Fig. 3. The scheme of slewing superstructure loading: 1-BWB; 2-M1; 3-BWBS; 4-BW; 5-CWB; 6-SP; 7-M2; 8-CWBS; 9-CW; O_{BW} -center of the BW; S -winch rope force; n -number of rope legs; h -moment arm of the pulley force; $G_{BWB}, G_{M1}, \dots, G_{CW}$ -dead weights of substructures and CW; F_1 -weight of material on belt conveyor 1; V_0 and V_1 -weight of BW and conveyor 1 incrustation; V_1 -weight of the material in blocked BW chute; $N_{BWB}, N_{M1}, \dots, N_{CW}$ -longitudinal horizontal forces caused by normal inclination; $NN_{BWB}, NN_{M1}, \dots, NN_{CW}$ -longitudinal horizontal forces caused by transport inclination; $W_{L,BWB}, W_{L,M1}, \dots, W_{L,CWB}$ -forces caused by longitudinal wind (in operation); $WW_{L,BWB}, WW_{L,M1}, \dots, WW_{L,CWB}$ -forces caused by longitudinal wind (out of operation); $U_F=U_L$ -nominal tangential component of the digging force; $UU_F=UU_L$ -maximum tangential component of the digging force; A, AA -ground reactions due to the partial leaning of the BW; Z, ZZ -overload forces; α_{BWB} -BWB hoisting angle; $DD_{BWB}, DD_{M1}, \dots, DD_{CW}$ -forces caused by earthquake

Table 1. Load combinations for BWS case

Loads	Load case ^a						
	H1.1	HZ3.1	HZ3.2	HZS4.4	HZS4.8	HZG5.3	HZG5.4
Group 1							
G	+	+	+	+	+	+	+
Group 2							
F ₁	+	+	0	+	0	0	+
V ₀	+	+	+	+	0	0	+
V ₁	+	+	+	+	0	0	+
VV ₁	0	0	0	+	0	0	0
W _L	0	-x ^f	0	-x	-x	-x	0
WW _L	0	0	-x	0	0	0	0
N ^d	-x	-x	-x	-x	-x	-x	-x
U _F	+	+	0	+	0	0	+
Z ₁	0	0	0	0	+	0	0
ZZ ₁	0	0	0	0	0	+	0
DD ^e	0	0	0	0	0	0	-x

^aaccording to [8]; ^bsign “+” means that the load acts; ^csign “0” means that the load does not act; ^dnormal inclination (5%); ^eearthquake (11%); ^fload action caused by longitudinal wind, inclination and earthquake in “-x” direction (Fig. 3)

Table 2. Load combinations for CWS case

Loads	Load case ^a						
	H1.1	HZ3.1	HZ3.2	HZS4.1	HZS4.7	HZG5.2	HZG5.4
Group 1							
G	+	+	+	+	+	+	+
Group 2							
F ₁	0	0	0	0	+	+	0
V ₀	0	0	0	0	+	+	0
V ₁	0	0	0	0	+	+	0
W _L	0	x ^d	0	0	x	x	0
WW _L	0	0	x	x	0	0	0
N	x	x	x	0	x	x	x
NN ^c	0	0	0	x	0	0	0
U	+ / 0 ^e (U _L)	+ / 0 (U _L)	0	0	+ (U _F)	+ (U _F)	+ / 0 (U _L)
A ₂	0	0	0	0	+	0	0
AA ₂	0	0	0	0	0	+	0
DD	0	0	0	0	0	0	x

^aaccording to [8]; ^bsign “+” means that the load acts; ^csign “0” means that the load does not act; ^dtransport inclination (10%); ^eload action caused by longitudinal wind, inclination and earthquake in “x” direction (Fig. 3); ^finfluence of U_L is taken into consideration (+) for z_{UL}>0

When considering static stability, according to [9] all of the SS loads are divided into two groups. The first group (G1) consists of permanently acting forces of constant intensity (stabilizing forces – dead weight), while the second group (G2) consists of loads not acting permanently (overturning forces).

In general, depending on load conditions, and also on the geometric configuration of the SS (Fig. 3) violation of static stability is possible in two cases: (1) the loss of static stability on the bucket wheel side (case: BWS); (2) the loss of static stability on the counterweight side (case: CWS). In the first case the load combinations which give maximum winch rope forces are representative (Table 1) while in the second case the representative load combinations are those which cause minimum winch rope forces (Table 2).

^aaccording to [8]; ^bsign “+” means that the load acts; ^csign “0” means that the load does not act; ^dnormal inclination (5%); ^eearthquake (11%); ^fload action caused by longitudinal wind, inclination and earthquake in “-x” direction (Fig. 3)

Static stability of the SS is obtained by its own dead weight:

$$G_{SS} = \sum_i G_i, \quad i=BWB, M1, BWBS, CWB, M2, CWBS, SP, CW, \quad (8)$$

thus, its COG position:

$$\chi_{SS} = \sum_i G_i \chi_i, \quad \chi = x, y, z, \quad i=BWB, M1, BWBS, CWB, M2, CWBS, SP, CW, \quad (9)$$

related to the coordinate system $Oxyz$ (whose applicate is coinciding with the SS slewing axis, Fig. 3) must be determined precisely. Abscissas and applicates of BWB, BWBS and M1 centers of gravity are dependent on the BWB hoisting angle (Fig. 2):

$$\chi_i = \chi_{1,i}(\alpha_{BWB}) + \chi_{O1}, \chi = x, z, i = \text{BWB, M1, BWBS}, \quad (10)$$

which cause dependence of the complete SS COG position on the position of the BWB.

Positions of the points of application of the total vertical and longitudinal horizontal loading of the SS, caused by forces which belong to G2, are also dependent on the BWB hoisting angle. Besides, it is important to note that: (a) the direction of vertical loading belonging to G2 is constant, thus, it does not depend on the analyzed case of static stability loss (BWS or CWS); (b) the direction of longitudinal horizontal loading belonging to G2, with the exception of cutting force U_L , depends on the analyzed case of static stability loss; (c) all of the analyzed loads (Tables 1 and 2) are acting in planes parallel to plane Oxz and therefore do not have components along the direction of y axis (Fig. 3).

By reducing all forces acting upon the SS in point O (Tables 1 and 2, Fig. 3) the static system of the SS loading yields to the principal vector and principal moment with coordinates:

$$X = \sum_i X_i, \quad (11)$$

$$Z = \sum_i Z_i, \quad (12)$$

$$M_x = \sum_i Z_i y_i, \quad (13)$$

$$M_y = \sum_i (X_i z_i - Z_i x_i), \quad (14)$$

$$M_z = -\sum_i X_i y_i, \quad (15)$$

where X_i and Z_i are coordinates of partial loadings, while x_i, y_i and z_i are coordinates of the mentioned partial loadings points of application.

The $\bar{k}M_z$ component of the principal moment does not act upon the slew bearing, but upon the open gear transmission of the SS slewing drive. Therefore, the slew bearing is loaded by components $\bar{i}M_x$ and $\bar{j}M_y$ of the principal moment i.e. by the moment $\vec{M} = \bar{i}M_x + \bar{j}M_y$. The position of the moment \vec{M} plane of action (Fig. 4) is determined by the angle:

$$\xi = \text{arctg} \frac{M_y}{M_x}. \quad (16)$$

The acting plane of moment \vec{M} is perpendicular to the Oxy plane, and their intersecting line (line m) forms with x axis the angle:

$$\xi_m = \xi - \frac{\pi}{2}, \text{ for } \xi > 0, \quad (17a)$$

$$\xi_m = \xi + \frac{\pi}{2}, \text{ for } \xi < 0. \quad (17b)$$

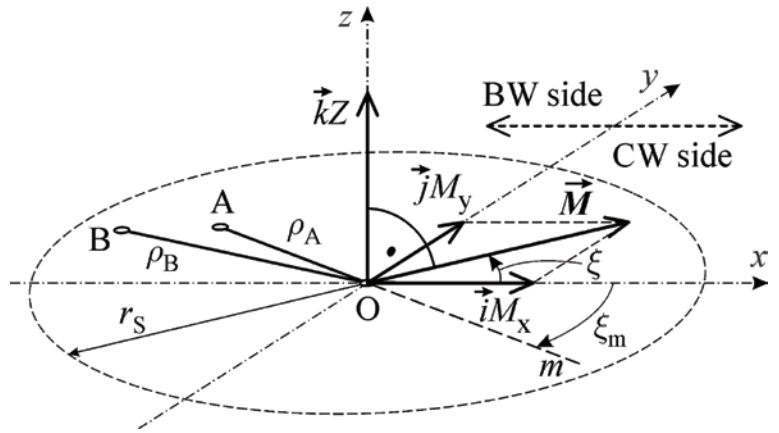


Fig. 4. The scheme for determining the distance of the total SS loading principal vector penetration point through referent plane of the RSB: Oxy -RSB referent plane; A -penetration point for the case of unfactored forces of both G1 and G2 groups; B -penetration point for the case of unfactored forces of group G1 and factored forces of group G2; \vec{M} -moment acting upon RSB; $\bar{i}M_x, \bar{j}M_y$ -components of moment \vec{M} ; $\bar{k}Z$ - component of the principal vector; ξ -angle between the moment \vec{M} and the x axis; m -intersecting line between the moment \vec{M} plane of action and the RSB referent plane; ξ_m -angle between line m and x axis; r_S -radius of stability contour; ρ_A -distance of point A from the slewing axis; ρ_B -distance of point B from the slewing axis

The $\bar{k}Z$ component of the principal vector is perpendicular to moment \vec{M} (Fig. 4), meaning that their action is equivalent to the action of force $\bar{k}Z$ with line of action passing through point A with coordinates:

$$x_A = -\frac{M_y}{Z}, \quad (18)$$

$$y_A = \frac{M_x}{Z}. \quad (19)$$

Point A belongs to the line m and is at the distance of:

$$\rho_A = \sqrt{x_A^2 + y_A^2} \quad (20)$$

from point O . Point A , determined in such a way, also represents the point of penetration of the total loading (unfactored forces of both G1 and G2 groups) of the SS principal vector line of action.

According to [8] contour of stability, i.e. the calculating contour of leaning in the plane of the slew bearing, is a circle with a radius of:

$$r_S = 0.95r_{SB}, \quad (21)$$

with r_{SB} being the radius of the slew bearing rolling path. The necessary condition of the SS static stability is:

$$\rho_{A,\max} < r_S, \quad (22)$$

where $\rho_{A,max}$ is the maximum distance of point A from the SS slewing axis.

The minimum values of safety factors against overturning, prescribed by the standard [8] are dependent on the analyzed load case: for LCsH, $v_{H,min}=1.5$; for LCsHZ, $v_{HZ,min}=1.33$; for LCsHZS, $v_{HZS,min}=1.2$; for LCsHZG, $v_{HZG,min}=1.1$. When the forces belonging to G2 are factored with corresponding values of safety factors and the calculation is conducted according to expressions (11-20), coordinates of point B (point of penetration of the principal vector line of action in case of unfactored forces of group G1 and factored forces of group G2) and its distance from the SS slewing axis can be obtained. The sufficient condition of the static stability is:

$$\rho_{B,max} < r_S, \quad (23)$$

where $\rho_{B,max}$ is the maximum distance of point B from the SS slewing axis (Fig. 4).

The penetration point (C) of the overturning forces principal vector (unfactored forces of group G2) line of action through the referent plane of slew bearing, whose position is determined according to expressions (11-20), belongs to line n which intersects the stability

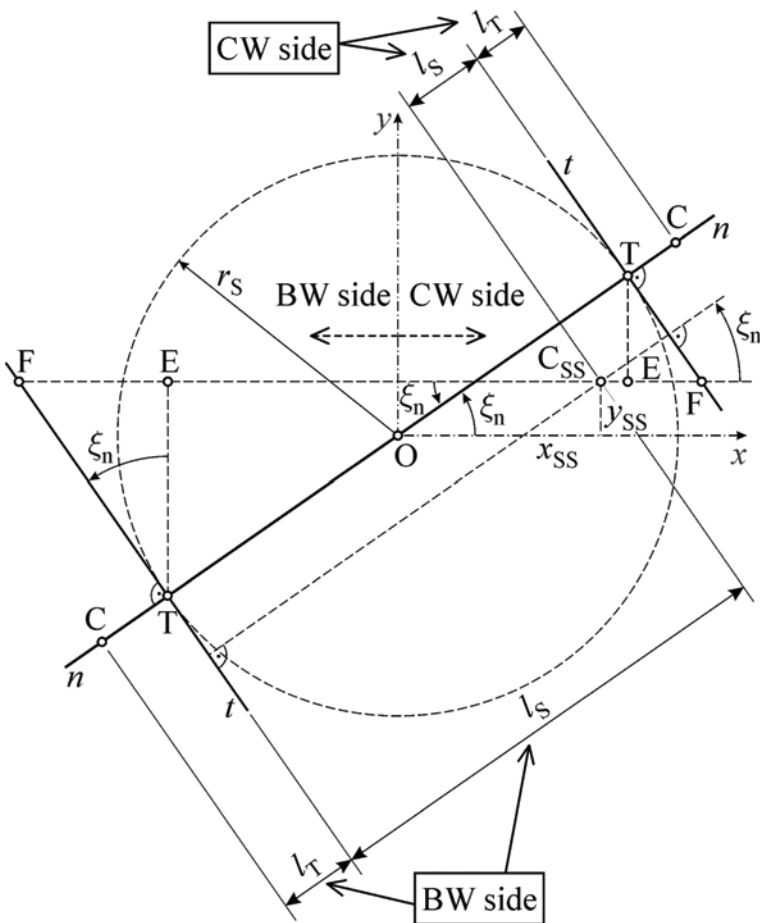


Fig. 5. The scheme for determining the distance of the SS center of gravity (CSS) and penetrating point of the overturning forces principal vector line of action (C) from the line of possible overturning: Oxy -RSB referent plane; n -intersecting line between the overturning moment plane of action and the RSB plane; r_S -radius of stability contour; T -the point of intersection between the line n and the stability contour; t -line of possible overturning (tipping line); ξ_n -angle between intersecting line n and x axis; $\overline{OC} = \rho_{C,max}$; l_T -distance between the points C and T ; l_S -distance between the points C_{SS} and T ; E, F -auxiliary points for geometry calculations

contour in point T (Fig. 5). Tangent t on the stability contour in point T is the line of possible overturning.

Distance between points C and T is:

$$l_T = \rho_{C,max} - r_S. \quad (24)$$

The length of the line segment \overline{ET} (Fig. 5) and the distance between points C_{SS} and F are determined according to expressions:

$$\overline{ET} = r_S \sin \xi_n + y_{SS}, \text{ for case BWS}; \quad (25a)$$

$$\overline{ET} = r_S \sin \xi_n - y_{SS}, \text{ for case CWS}; \quad (25b)$$

$$\begin{aligned} \overline{C_{SS}F} &= x_{SS} + r_S \cos \xi_n + \overline{EF} = x_{SS} + r_S \cos \xi_n + \overline{ET} \operatorname{tg} \xi_n = \\ &= x_{SS} + r_S \cos \xi_n + (r_S \sin \xi_n + y_{SS}) \operatorname{tg} \xi_n, \text{ for case BWS}; \end{aligned} \quad (26a)$$

$$\begin{aligned} \overline{C_{SS}F} &= r_S \cos \xi_n - x_{SS} + \overline{EF} = r_S \cos \xi_n - x_{SS} + \overline{ET} \operatorname{tg} \xi_n = \\ &= r_S \cos \xi_n - x_{SS} + (r_S \sin \xi_n - y_{SS}) \operatorname{tg} \xi_n, \text{ for case CWS}. \end{aligned} \quad (26b)$$

Finally, the distance of the SS COG from the tipping line t is calculated according to the equations:

$$l_S = \overline{C_{SS}F} \cos \xi_n = [x_{SS} + r_S \cos \xi_n + (r_S \sin \xi_n + y_{SS}) \operatorname{tg} \xi_n] \cos \xi_n, \text{ for case BWS}; \quad (27a)$$

$$l_S = \overline{C_{SS}F} \cos \xi_n = [r_S \cos \xi_n - x_{SS} + (r_S \sin \xi_n - y_{SS}) \operatorname{tg} \xi_n] \cos \xi_n, \text{ for case CWS}. \quad (27b)$$

The intensity of the overturning moment is calculated according to the expressions:

$$M_T = |Z_{G2}| l_T, \text{ for } Z_{G2} \neq 0; \quad (28a)$$

$$M_T = \sum_L k_L L z_L, \text{ } L=WL, WWL, N, NN, UL, DD, \text{ for } Z_{G2}=0, \quad (28b)$$

where L is the intensity of corresponding longitudinal horizontal force, z_L is the applicate of its point of action, while k_L is the indicator of analyzed influence existence, according to Table 2 (if "0" stands in the corresponding field, $k_L=0$; otherwise, $k_L=1$).

The ratio between the moment of stability:

$$M_S = G_{SS} l_S, \quad (29)$$

and the overturning moment, expressions (28):

$$v = \frac{M_T}{M_S}, \quad (30)$$

presents the factor of safety against overturning, whose value must meet the criterion:

$$v \geq v_{DIN}, \quad (31)$$

Table 3. Positions^a of points O_1 and O_{BW}

Point	Coordinates		
	x (m)	y (m)	z (m)
O_{BW} ^b	-36.288	-0.76	0.36
O_1 ^c	-3.878	0	3.675

^aFig. 3; ^brelated to the $O_1x_1y_1z_1$ coordinate system for $\alpha_{BW}=0$; ^crelated to the $Oxyz$ coordinate system

Table 4. Weights^a and centers of gravity positions^b of the SS substructures (forces belonging to G_1)

Notation	Weight (kN)	Coordinates		
		x (m)	y (m)	z (m)
G_{BWB}	3992.582	-26.693 ^c	-0.35	0.931
G_{M1}	593.770	-4.656 ^c	0	17.624
G_{CWB}	2440.483	26.296 ^d	0.05	12.526
G_{M2}	778.561	3.773 ^d	-0.219	22.688
G_{SP}	1782.605	0.33 ^d	0	1.375
G_{CW}	2168.801	34.123 ^d	0	10.075

^aweights of BWBS, CWBS and winch ropes are added to weights of BWB, M1, M2 and CWB; ^bFig. 3; ^crelated to the $O_1x_1y_1z_1$ coordinate system for $\alpha_{BW}=0$; ^drelated to the $Oxyz$ coordinate system

Table 5. Intensities and positions^a of points of application of forces belonging to G_2

Notation	Intensity (kN)	x (m)	y (m)	z (m)
F_1	376.1	-18.1 ^b	0.85	0.8
V_0	196.6	-36.288 ^b	-0.76	0
V_1	37.61	-18.1 ^b	0.85	0.8
VV_1	597	-35.3 ^b	0.9	2.5
W_L/WW_L				
BWB	92.6	-23.433 ^b	0	1.034
M1	16.7	-2.91 ^b	0	14.329
CWB	90.7	20.116 ^c	0	10.725
M2	20.0	3.878 ^c	0	20.661
SP	19.7			
N/NN				
BWB	199.629	-26.693 ^b	-0.35	0.931
M1	29.689	-4.656 ^b	0	17.624
CWB	122.024	26.296 ^c	0.05	12.526
M2	38.928	3.773 ^c	-0.219	22.688
SP	89.13	0.33 ^c	0	1.375
CW	108.401	34.123 ^c	0	10.075
F_1	18.805	-18.1 ^b	0.85	0.8
V_0	9.83	-36.288 ^b	-0.76	0
V_1	1.881	-18.1 ^b	0.85	0.8
VV_1	29.85	-35.3 ^b	0.9	2.5
U_F/UU_F	505.1/658.802	-42.413 ^b	-0.12	0.36
U_L/UU_L	505.1/658.802	-36.288 ^b	-0.12	-5.765
DD				
BWB	439.184	-26.693 ^b	-0.35	0.931
M1	65.315	-4.656 ^b	0	17.624
CWB	268.453	26.296 ^c	0.05	12.526
M2	85.642	3.773 ^c	-0.219	22.688
SP	196.087	0.33 ^c	0	1.375
CW	268.453	34.123 ^c	0	10.075
F_1	41.371	-18.1 ^b	0.85	0.8
V_0	21.626	-36.288 ^b	-0.76	0
V_1	4.137	-18.1 ^b	0.85	0.8
VV_1	65.67	-35.3 ^b	0.9	2.5

^aFig. 3; ^brelated to the $O_1x_1y_1z_1$ coordinate system for $\alpha_{BW}=0$; ^crelated to the $Oxyz$ coordinate system

with v_{DIN} being the value of safety factor prescribed by code [4] for the considered load case.

Procedures for the static stability proof ‘a priori’ and ‘a posteriori’ are the same, but for conducting an ‘a posteriori’ procedure it is first of all necessary to determine the ‘corrective mass’ and its COG on the basis of weighing results, according to the procedure presented in [5].

3. Numerical example

Calculations and comparison of the obtained results were conducted using the in-house developed software STEx. This software enables the determination of all the variables needed for static stability analysis on the whole domain of the BWB hoisting angle ($-19.52^\circ \leq \alpha_{BWB} \leq 14.1^\circ$). Input data (Tables 3-5) are taken from the final stability calculation (‘a priori’) provided by the manufacturer of the BWE 1600 (variant V2 in [5]). The positions of acting points of all the forces acting upon SuS1, related to the coordinate system $Oxyz$,

Table 6. Setting values of the winch rope forces: V2

Rope force	S_A (kN)	S_{AA} (kN)	S_Z (kN)	S_{ZZ} (kN)
Setting value	197.4	182.7	342.5	358.3

Table 7. Position of the ‘corrective mass’ COG related to the $Oxyz$ coordinate system

BWB position	x_c (m)	y_c (m)
L: $\alpha_{BWB} = -12.9^\circ$	-22.39	0.047
H	-22.824	0.311
Hi: $\alpha_{BWB} = 14.1^\circ$	-21.199	0.507

Table 8. ‘Corrective mass’ COG position related to the moving coordinate system $O_1\xi\eta\zeta$

ξ_c (m)	η_c (m)	ζ_c (m)
18.946	0.288	3.29

Table 9. BPSS: V2 vs. V5 vs. W1^a

Variant	Total mass	CW mass	Total mass without CW	x_{COG} (mm)		
				L	H	Hi
				α_{BWB} (°)		
		(t)	-12.9	0	14.1	
V2	1154.387	177.017	977.370	-51	-15	581
V5	1172.263	177.017	995.246	-396	-356	252
W1	1172.263	177.017	995.246	-398	-356	249

^aWeighing 1 [5]

Table 10. Distances of penetration points A and B from the slewing axis (BWS)

Load case	$\rho_{A,max}$ (m)		$\rho_{B,max}$ (m)	
	V2	V5	V2	V5
H1.1	2.44	2.714	4.027	4.271
HZ3.1	2.603	2.874	3.717	3.967
HZ3.2	0.564	0.878	1.134	1.442
HZS4.4	4.236	4.475	5.162	5.384
HZS4.8	4.495	4.723	5.504	5.714
HZG5.3	5.092	5.310	5.643	5.851
HZG5.4	3.334	3.604	3.753	4.017

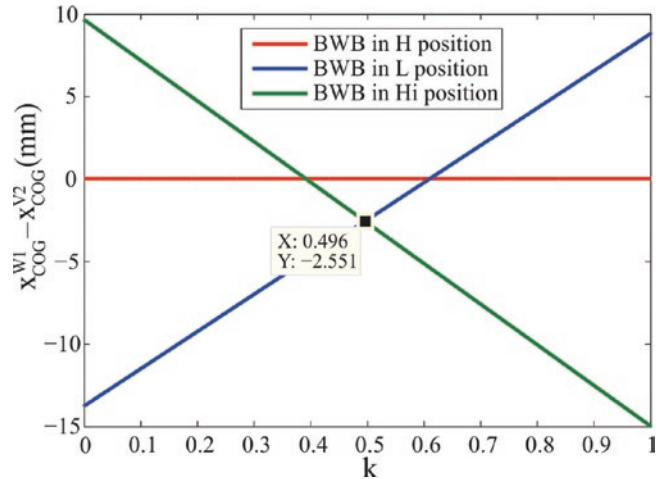


Fig. 9. Deviation of the ‘corrective mass’ COG abscissa

are determined by the appropriate transformations of coordinates related to the coordinate system $Ox_1y_1z_1$ (Fig. 3).

According to expressions (1)–(4), the maximum and minimum intensities of winch rope forces for LC HZ3.1 ($S_{HZ3.1,max} = 317.1$ kN, $S_{HZ3.1,min} = 210.0$ kN, Fig. 6), are used as the basis for determining the setting values of the rope forces (Table 6). They determine the intensities of ground reactions when partial leaning of the BW appears, as well as overload forces, equations (6) and (7), Figs. 7 and 8.

Using the procedure and data presented in [5, Subsection 6, expressions (1)–(6)] the ‘corrective mass’ is determined as follows:

$$\Delta m_S^{V2} = m_{S,W1,A} - m_{S,CW1}^{V2} = 1172.263 - 1154.387 = 17.876 \text{ t},$$

as well as its COG in measuring positions of the BWB:

$$\chi_{C,i} = \frac{G_{S,i}^{W1,W1} x_{COG,i} - m_{S,CW1}^{V2} g x_{COG,i}^{V2}}{\Delta m_S^{V2} g}, \quad \chi = x, y,$$

where $i=L, H, Hi$ presents the indicator of the BWB measuring posi-

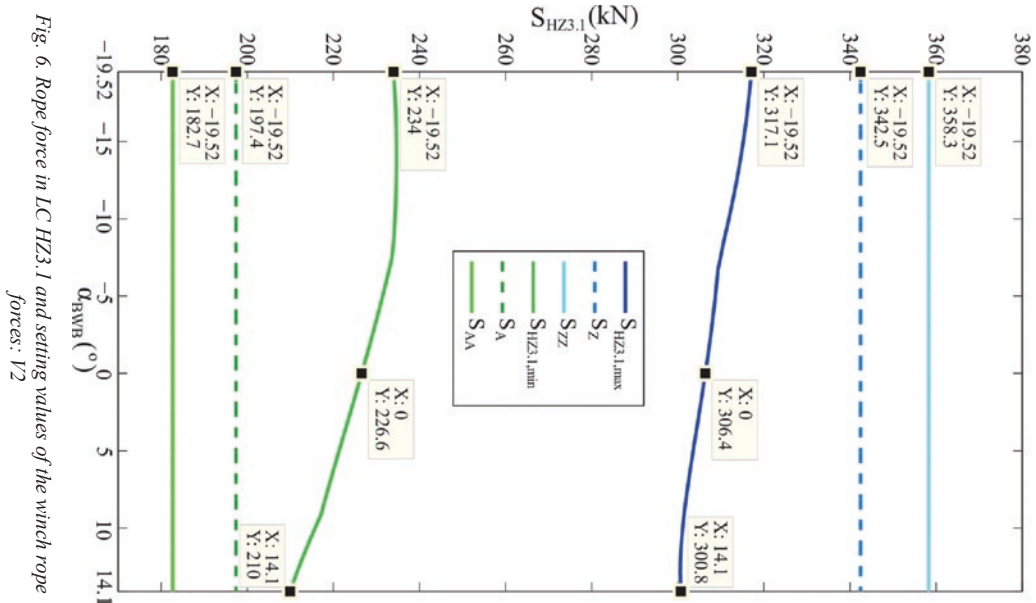


Fig. 6. Rope force in LC HZ3.1 and setting values of the winch rope forces: V2

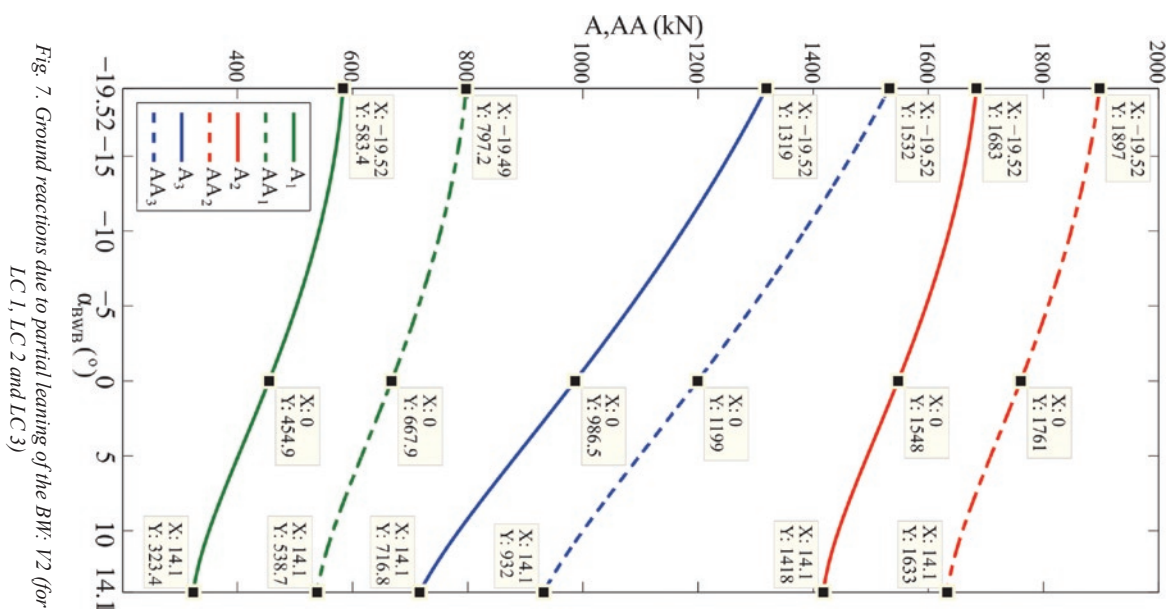


Fig. 7. Ground reactions due to partial leaning of the BW: V2 for LC 1, LC 2 and LC 3

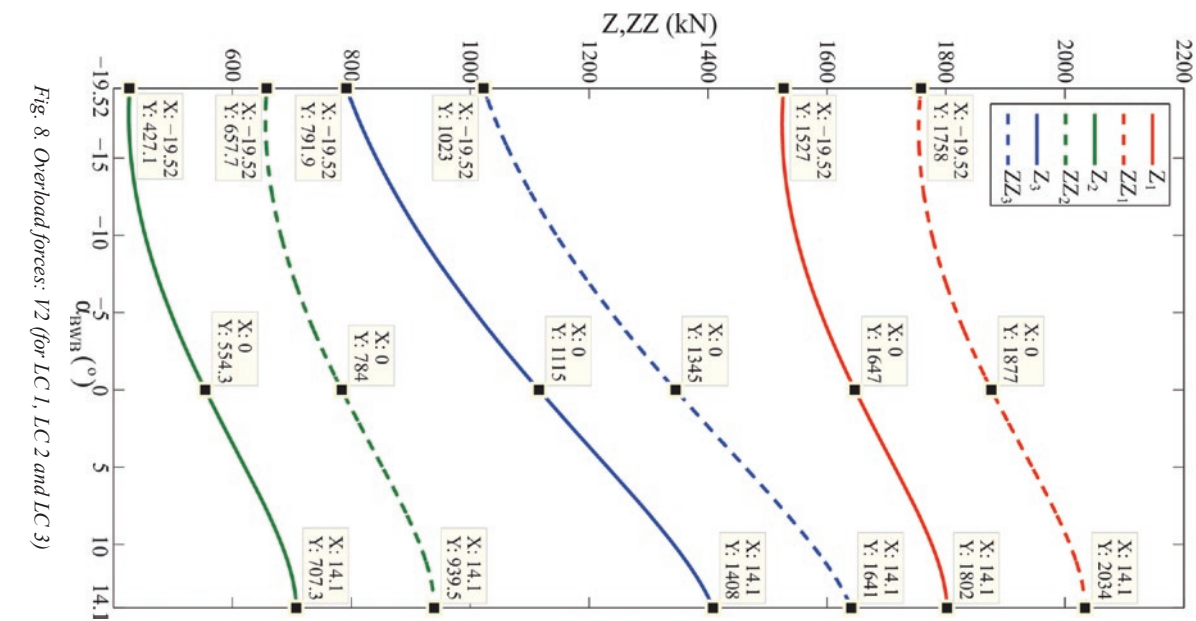


Fig. 8. Overload forces: V2 for LC 1, LC 2 and LC 3

Table 11. Distances of penetration points A and B from the slewing axis (CWS)

Load case	$\rho_{A,max}$ (m)		$\rho_{B,max}$ (m)	
	V2	V5	V2	V5
H1.1	2.657	2.317	3.077	2.735
HZ3.1	2.890	2.585	3.245	2.899
HZ3.2	3.124	2.819	3.556	3.206
HZS4.1	3.676	3.379	4.048	3.699
HZS4.7	4.149	3.739	4.739	4.316
HZG5.2	4.974	4.543	5.363	4.923
HZG5.4	3.870	3.531	4.075	3.736

Table 12. Minimum safety factors and corresponding BWB hoisting angles and angles of possible overturning planes (BWS)

Load case	v_{min}		α_{BWB} (°)		ξ_n (°)	
	V2	V5	V2	V5	V2	V5
H1.1	1.906	1.827	-1.1	-1.34	-0.18	-0.18
HZ3.1	1.806	1.732	0.03	-0.26	-0.17	-0.17
HZ3.2	3.628	3.489	12.9	12.05	0.28	0.28
HZS4.4	1.214	1.165	-1.66	-1.9	-0.55	-0.55
HZS4.8	1.144	1.100	7.25	6.83	0.98	0.97
HZG5.3	1.024	0.985	6.42	5.97	0.99	0.99
HZG5.4	1.463	1.401	5.0	4.6	-0.14	-0.14

Table 13. Minimum safety factors and corresponding BWB hoisting angles and angles of possible overturning planes (CWS)

Load case	v_{min}		α_{BWB} (°)		ξ_n (°)	
	V2	V5	V2	V5	V2	V5
H1.1	4.056	4.476	14.1	14.1	0	0
HZ3.1	3.174	3.51	14.1	14.1	0	0
HZ3.2	2.606	2.887	14.1	14.1	0	0
HZS4.1	1.834	2.025	14.1	14.1	0	0
HZS4.7	1.363	1.508	-19.52	-19.52	0.05	0.05
HZG5.2	1.066	1.179	-19.52	-19.52	0.04	0.04
HZG5.4	1.66	1.827	14.1	14.1	0	0

Table 14. BPSS. V5 vs. W2 ($\alpha_{BWB}=-11.4^\circ$, $m_{CW}=231.977$ t)

Variant	CW mass (t)	Total mass (t)	Coordinates of the COG (mm)	
			x_{COG}	y_{COG}
V5	231.977	1227.223	1130	-116
W2	231.977	1233.772	1087	-130

tion (Table 7).

The abscissa and the applicate of the ‘corrective mass’ COG related to the moving coordinate system $O_j \zeta \eta \zeta$ are determined according to the expressions given in [3, equations (7)–(9)] with the adopted value of the corrective factor $k=0.496$, while the ordinate is determined as the average of ordinates obtained for the analyzed measuring positions (Table 8).

When transforming V2 to V5 in the paper [5] during the process of determination of the applicate of the ‘corrective mass’ COG, the value of the corrective factor $k=0.5$ was adopted and used. In the analysis to follow, a more precise value of the mentioned factor of $k=0.496$ was used (Fig. 9, Table 9).

The radius of the slew bearing is 5.5 m, so, according to the expression (21), the radius of the stability contour is

$$r_S = 0.95r_{SB} = 0.95 \times 5.5 = 5.225 \text{ m.}$$

Positions of the penetration points A and B, as well as the values of the factor of safety against overturning, calculated ‘a priori’ (V2) and ‘a posteriori’ (V5), are presented in Tables 10–13. Dependence of the factors of safety on the BWB hoisting angle for critical load cases is shown in Figs. 10–13.

Control weighing (W2) was conducted after the correction of the CW mass, with CW of 231.977 t [5, Subsection 5], Table 14.

The weight of the ‘corrective mass’ causes changes of winch rope force intensity making it necessary to correct the setting values ac-

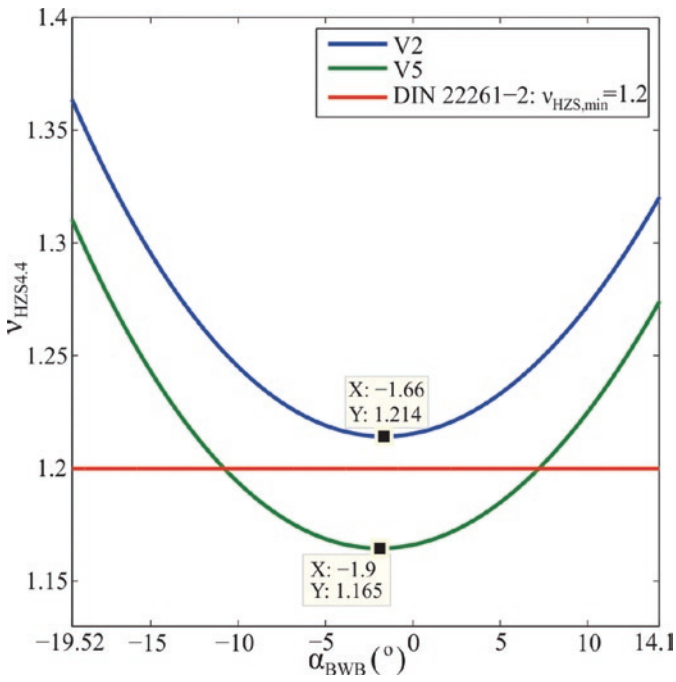


Fig. 10. Safety factor in the LC HZS4.4 (BWS)

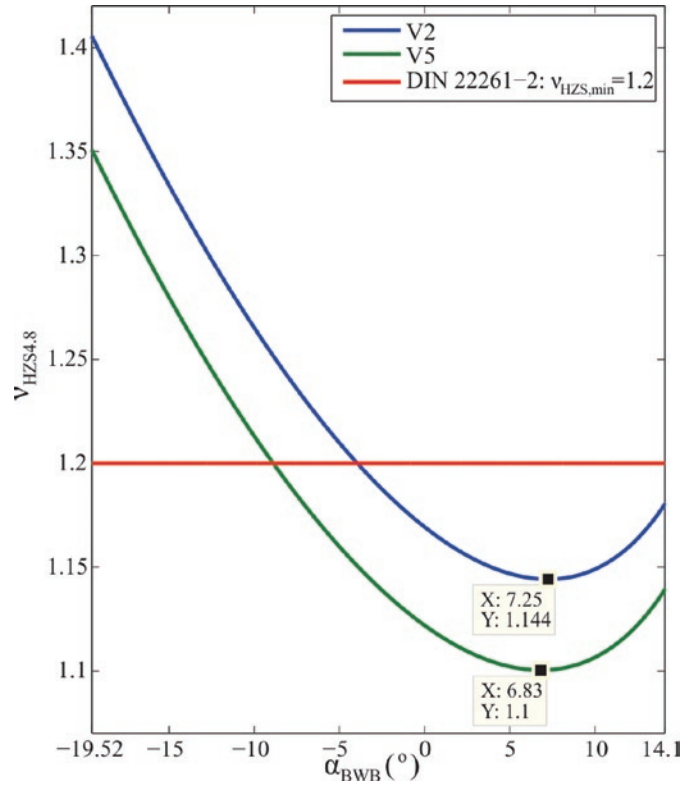


Fig. 11. Safety factor in the LC HZS4.8 (BWS)

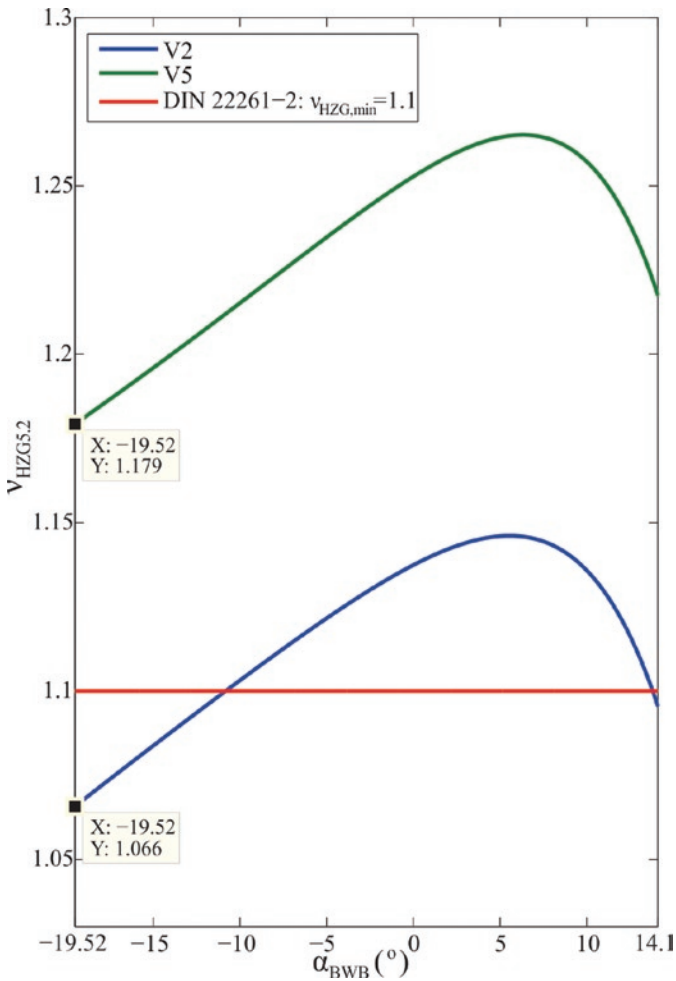


Fig. 12. Safety factor in the LC HZG5.2 (CWS)

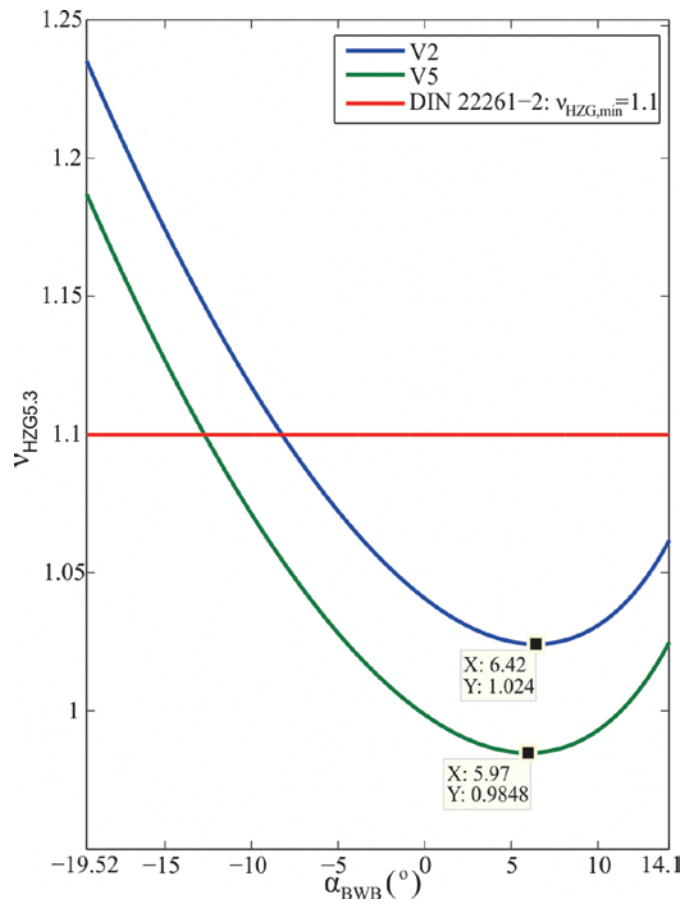


Fig. 13. Safety factor in the LC HZG5.3 (BWS)

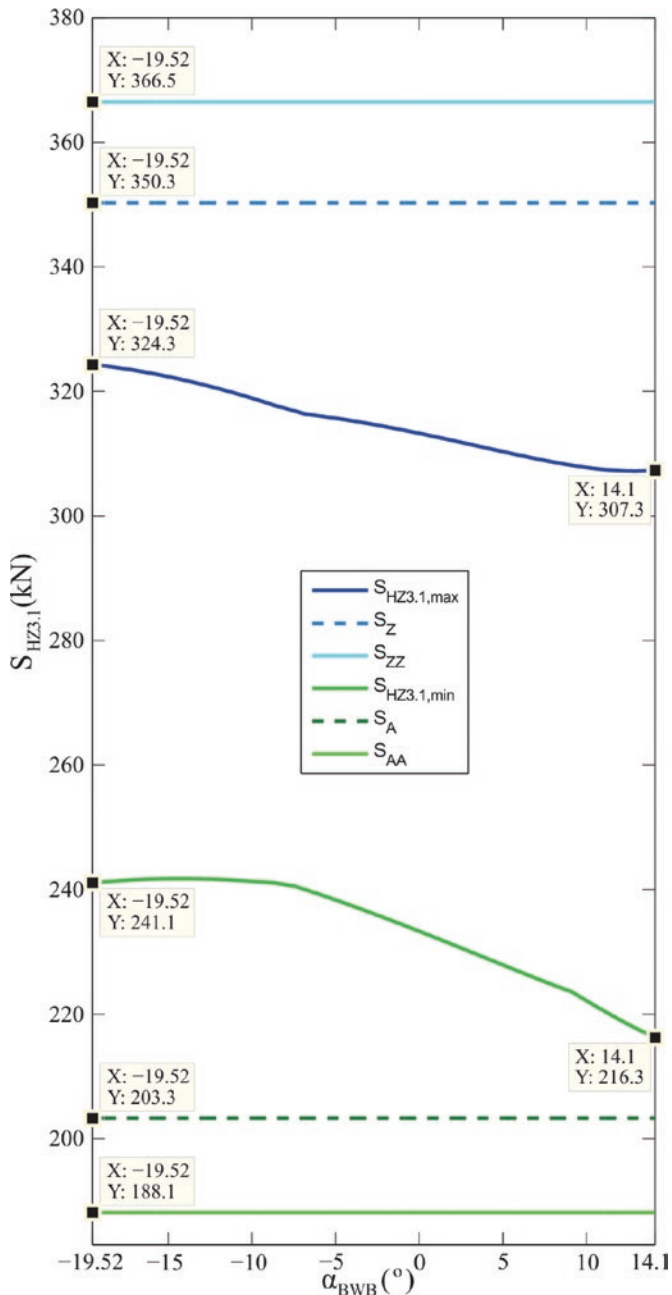


Fig. 14. Setting values of winch rope forces: V5

Table 15. Setting values of winch rope forces: V5

Rope force	S_A (kN)	S_{AA} (kN)	S_Z (kN)	S_{ZZ} (kN)
Setting value	203.3	188.1	350.3	366.5

Table 16. Distances of penetration points A and B from the slewing axis: V5, $m_{CW}=231.977$ t (BWS)

Load case	$\rho_{A,max}$ (m)	$\rho_{B,max}$ (m)
H1.1	2.416	3.975
HZ3.1	2.576	3.669
HZ3.2	0.58	1.139
HZS4.4	4.177	5.087
HZS4.8	4.715	5.746
HZG5.3	5.305	5.866
HZG5.4	3.309	3.722

ording to equations (1)–(4), (Fig. 14, Table 15). The modification of the CW mass in relation to the designed one, caused changes of positions of the points A and B (Tables 16 and 17) as well as changes of safety factor values (Tables 18 and 19).

4. Discussion

The SS for V2 fulfills the necessary condition of static stability. For all the referent load cases, the distance of penetration point A from the slewing axis (Tables 10 and 11) fulfills the condition defined by expression (22). The maximum distance value of $\rho_{A,max}=5.092$ m which is obtained for the LC HZG5.3 (BWS) is lower than the value of the stability contour radius defined by the expression (21), $r_S=5.225$ m. However, in LCs HZS4.8, HZG5.2 and HZG5.3 the distances of point B from the slewing axis are greater than the radius of the stability contour, which means that in the described load cases the condition defined by the expression (23) is not fulfilled. Consequently, in the above-mentioned LCs, safety factors are lower than those prescribed by standard [8] (Tables 12 and 13, Figs. 10–13).

The ‘corrective mass’ and its COG position were determined on the basis of measurement 1 conducted after the first erection (Table 9) using the procedure presented in [5, Subsection 2]. Variant V2 was transformed into variant V5 by implementing the influence of the corrective mass. By adopting the corrective factor value of $k=0.496$, the absolute values of COG abscissa deviations, as opposed to those determined by measurement 1, become lower than 3 mm (Fig. 9, Table 9). Variant V5, formed in that manner, presents the actual image of the SS, as opposed to the V2, which is the designed (desired) image of the SS.

The excessive mass (‘corrective mass’) on the side of the BW causes deviation of the penetration points A and B distances from the slewing axis (Tables 20 and 21). An increase of referent distances (Table 20) worsens the stability conditions on the BW side, leading to lower values of safety factors (Table 12) as well as widening of the BWB hoisting angle range within which the values of safety factors are lower than allowed (Figs. 10 and 13). Apart from the already mentioned LCs HZ4.8 and HZG5.3, the value of safety factor for V5 is also lower than the minimum value prescribed by standard [8] in the LC HZS4.4 (Fig. 10). On the other hand, in the CWS case, the decrease of referent distances improves the stability conditions, thus leading to greater safety factor values (Table 13). As opposed to V2, the SS in V5 also meets the static stability criterion in LC HZG5.2 (Fig. 12).

$$\Delta x_{COG} = x_{COG}^{W1} - x_{COG}^{V2}$$

Table 17. Distances of penetration points A and B from the slewing axis: V5, $m_{CW}=231.977$ t (CWS)

Load case	$\rho_{O,max}$ (m)	$\rho_{O,max}^{G2, fac}$ (m)
H1.1	2.606	3.023
HZ3.1	2.876	3.184
HZ3.2	3.107	3.488
HZS4.1	3.667	3.982
HZS4.7	3.715	4.218
HZG5.2	4.529	4.872
HZG5.4	3.819	4.023

Table 18. Minimum safety factors and corresponding BWB hoisting angles and angles of possible overturning planes: V5, $m_{CW}=231.977$ t (BWS)

Load case	v_{min}	α_{BWB} (°)	ξ_n (°)
H1.1	1.931	-1.12	-0.18
HZ3.1	1.83	0	-0.17
HZ3.2	3.668	12.78	0.28
HZS4.4	1.232	-1.7	-0.55
HZS4.8	1.098	6.75	0.98
HZG5.3	0.986	5.93	0.99
HZG5.4	1.476	5.04	-0.14

Table 19. Minimum safety factors and corresponding BWB hoisting angles and angles of possible overturning planes: V5, $m_{CW}=231.977$ t (CWS)

Load Case	v_{min}	α_{BWB} (°)	ξ_n (°)
H1.1	4.142	14.1	0
HZ3.1	3.252	14.1	0
HZ3.2	2.677	14.1	0
HZS4.1	1.875	14.1	0
HZS4.7	1.591	-19.52	2.87
HZG5.2	1.202	-19.52	2.46
HZG5.4	1.688	14.1	0

Table 20. Differences of the penetration points A and B distances from the slewing axis (BWS)

Load case	$\rho_{A,max}^{V5} - \rho_{A,max}^{V2}$ (m)	$\rho_{B,max}^{V5} - \rho_{B,max}^{V2}$ (m)
H1.1	0.27	0.244
HZ3.1	0.271	0.25
HZ3.2	0.314	0.308
HZS4.4	0.239	0.222
HZS4.8	0.228	0.21
HZG5.3	0.218	0.208
HZG5.4	0.27	0.264

Mass distribution of the actual SS is less favorable than for the designed one, which causes shifting of the SS center of gravity towards the BW (Tables 9 and 22).

The excavator designer solved the problem of unfavorable COG shifting towards the BW by enlarging the CW mass. Based on the results of measurement 1, the mid value of the excessive moment was calculated in relation to the designed values (V2) and then divided by the distance of the CW COG from the slewing axis. That way, the weight which has to be added to the designed weight of the CW was calculated. This is the reason why the mass of the CW during

the measurement 2 was 231.977 t, as opposed to the design one (V2) which was 221 t (Table 14). The difference between the SS mass determined by measurement 2 and the one obtained by V5 (6.549 t, Table 14) is predominantly the consequence of the appearance of foreign bodies and a little bit of snow [5]. Having in mind the conditions in which measurement 2 was conducted, the calculated coordinates of COG for V5 are in good correlation to those obtained by measurement 2 (Table 14).

Greater weight on the BW side, as opposed to the designed one, led to the increase of winch rope force intensity (Figs. 6 and 14) and

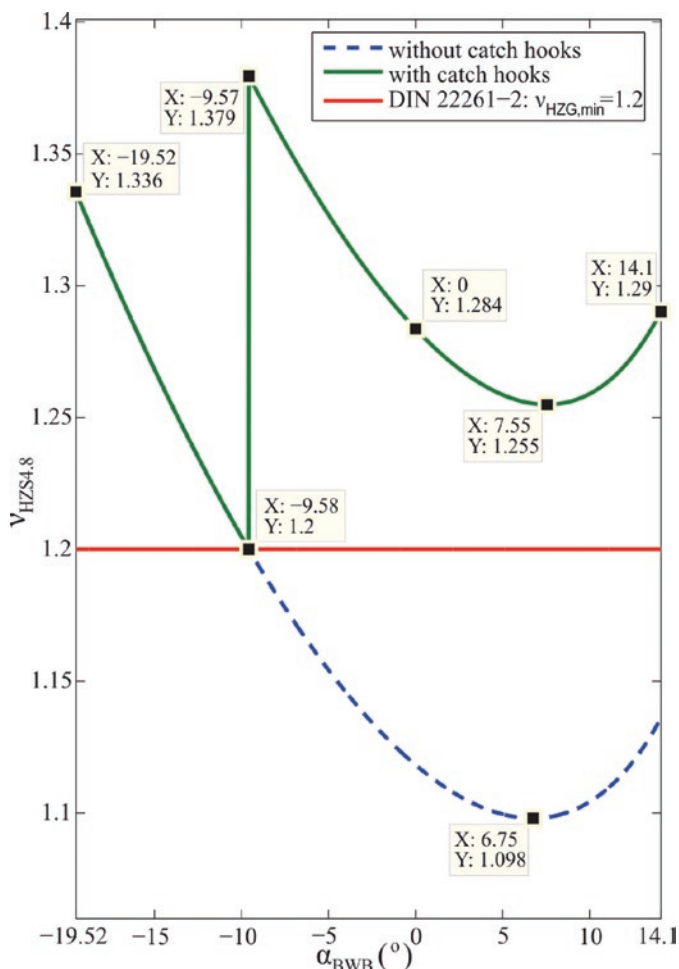


Fig. 15. Safety factor in LC HZS4.8 (BWS): V5 ($m_{CW}=231.977$ t)

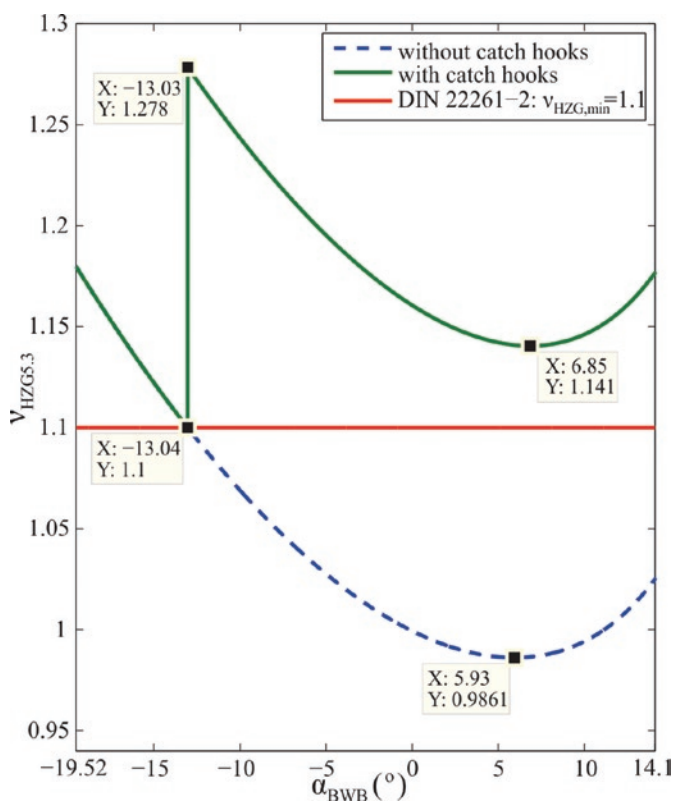


Fig. 16. Safety factor in LC HZG5.3 (BWS): V5 ($m_{CW}=231.977$ t)

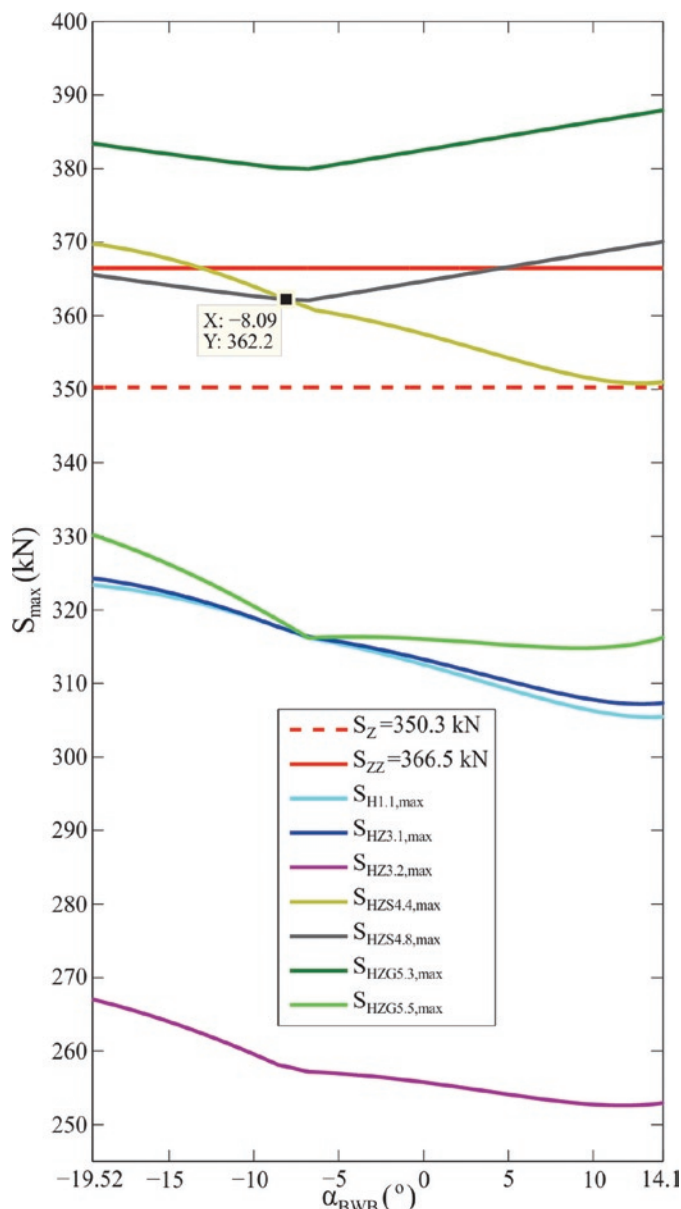


Fig. 17. Maximum winch rope forces: V5

accordingly, to the increase of setting values (Tables 6 and 15). The setting values of minimum forces are higher for $\approx 3.0\%$, while setting values of maximum winch rope forces are $\approx 2.3\%$ higher.

With corrected CW mass (231.977 t) the SS fulfills the necessary condition of static stability, expression (21), as well as the sufficient one, expression (23), on the CW side (Table 17). This is confirmed by the obtained safety factor values for all the analyzed load cases (Table 19) which are higher than the minimum ones prescribed by the code [8].

When it comes to the static stability on the BW side, it can be concluded that, for all the load cases except LC HZG5.3 (Table 16) the necessary static stability condition is fulfilled. Apart from the above-mentioned load case, the sufficient static stability condition is also not fulfilled in LC HZS4.8 (Tables 16 and 18). The eventual loss of static stability in the mentioned critical load cases is prevented by activation of catch hooks (Figs. 15 and 16).

It is important to note that the SS in LC HZS4.4 fulfills the prescribed static stability condition [8], although the intensity of the maximum winch rope force is higher than that obtained for LC HZS4.8 on the BWB hoisting angle interval of $-19.52^\circ \leq \alpha_{BWB} \leq -8.09^\circ$ (Fig. 17).

Table 21. Differences of the penetration points A and B distances from the slewing axis (CWS)

Load case	$\rho_{A,max}^{V5} - \rho_{A,max}^{V2}$ (m)	$\rho_{B,max}^{V5} - \rho_{B,max}^{V2}$ (m)
H1.1	-0.34	-0.342
HZ3.1	-0.305	-0.346
HZ3.2	-0.305	-0.35
HZS4.1	-0.297	-0.349
HZS4.7	-0.41	-0.423
HZG5.2	-0.431	-0.44
HZG5.4	-0.339	-0.339

Table 22. Difference between the 'measured' and the projected abscissas of the SS center of gravity

Difference between GOG abscissas (mm)	BWB measuring position		
	L: $\alpha_{BWB}=-12.9^\circ$	H	Hi: $\alpha_{BWB}=14.1^\circ$
	-347	-341	-332

Table 23. Minimum safety factors and the belonging BWB hoisting angles: V5 ($y_i=0$), $m_{CW}=231.977 t$

Load case	BWS		CWS	
	v_{min}	α_{BWB} ($^\circ$)	v_{min}	α_{BWB} ($^\circ$)
H1b	1.931	-1.12	4.142	14.1
HZ2	1.83	0	3.252	14.1
HZ3	3.668	12.78	2.677	14.1
HZS4			1.875	14.1
HZS5	1.231	-1.7		
HZS8			1.59	-19.52
HZS9	1.099	6.75		
HZG13			1.202	-19.52
HZG14	0.986	5.93		
HZG15	1.476	5.04	1.688	14.1

This is explained by the influence of the SS geometric configuration, primarily by the mutual position of axis $O_i y_i$ and tipping line t (Figs. 3 and 5), which is decisive for the calculation of intensities of winch rope forces and moments of overturning and stability, and also by the positions of loads in the discussed load cases.

Having in mind the fact that the angles ζ_n defining the plane of overturning are relatively small (Tables 12, 13, 18 and 19), in the analysis that follows, the presented results, (Table 23), were obtained by introducing the presumption that the eccentricities of all forces acting upon the SS, in the relation to the plane Oxz (Tables 4 and 5) are equal to zero (i.e. $y_i=0$).

Based on the comparative analysis of results (Tables 18, 19 and 23), it can be concluded that, for the adopted level of accuracy, the calculation model with $y_i=0$ gives equal values of safety factors and values of corresponding BWB hoisting angles, as the one including the influence of loads eccentricities in relation to the Oxz plane.

In engineering practice, it is common to conduct the static stability calculation only for characteristic BWB positions: L ($\alpha_{BWB}=-19.52^\circ$), H ($\alpha_{BWB}=0$) and Hi ($\alpha_{BWB}=14.1^\circ$). Calculation results (Tables 13, 19 and 23) show that this kind of approach might be used when dealing with the stability on the side of the CW. On the other hand, when the stability on the BW side is in question, it can be observed that there are some load cases within the minimal safety factor values obtained for BWB positions which are neither close to the H nor to the Hi posi-

tion (Tables 12, 18 and 23). For example, in LC HZS4.8, the minimal value of safety factor of $v_{min}=1.255$ (with catch hooks) is obtained for the BWB hoisting angle of $\alpha_{BWB}=7.55^\circ$ (Fig. 15). The mentioned value is $\approx 2.3\%$ and $\approx 2.8\%$ lower than those obtained for positions H and Hi, respectively.

5. Proposal of the superstructure static stability proof procedure 'a posteriori'

According to the literature which was available to the authors, the answer to the question „what to do after the superstructure weighing“ is given only in [9, page 233]: „If the weighing results differ by more than a certain amount, in general 5% of the theoretical values calculated for stability, the calculation must be checked and the weighing procedure repeated. The ballast must then be adjusted according to the weighing results so that the position of the COG in the plane of the jacking points corresponds to the desired theoretical values.“. Therefore, the answer is of a general character. Having in mind the extreme importance of the static stability problem, considering the presented procedures and obtained investigation results, the authors suggest the implementation of the static stability calculation procedure 'a posteriori'. Its fundamental phases are:

1. Harmonization of the calculation model with all the changes made during the development of the project and the realization

- of the first erection procedure, i.e. forming of the calculation model 'a priori';
2. Conducting the first weighing immediately after the completion of the first erection procedure;
 3. Calculation of weight and COG position of 'a priori' model in measuring positions of the BWB;
 4. Calculation of the 'corrective mass' and its position based on the results obtained by the first measurement (weighing);
 5. Forming of the 'a posteriori' model, taking into account the influence of the 'corrective mass';
 6. Validation of the calculation 'a posteriori' model using the results of the first measurement;
 7. Determination of the needed correction of the CW mass and setting values of winch rope forces based on the static stability calculation conducted on the 'a posteriori' model;
 8. Second (control) measurement with the corrected mass of the CW;
 9. Calculation of weight and COG position of the 'a posteriori' model for positions of the BWB during the second measurement;
 10. Final validation of the 'a posteriori' model based on the results of the second measurement;
 11. Final calculation of minimal values of factor of safety against overturning on the complete domain of the BWB hoisting angle, using the 'a posteriori' model.

6. Conclusion

The complexity of the slewing superstructure balancing problem, hence the determination of the CW mass, is the consequence of: (a) the changeability of the geometric configuration; (b) the complexity of working conditions and (c) multiple limitations of the possible set of solutions. Namely, the mass of the CW has to be determined in such a manner to fulfill the prescribed criteria of static stability in all working conditions and for all geometric configurations. Furthermore, in load cases matching the normal excavator operating conditions (LCs H1.1b), the penetration point of the total superstructure loading principal vector line, through the referent plane of the slew bearing, must not be more than one quarter of its diameter from the slewing axis. That would guarantee a reliable and long-term operation of the slew bearing. Finally, from the upper side, the mass of the CW is limited by the CWB structure carrying capacity.

Keeping in mind the fact that the existing referent literature does not specify the procedure of static stability proof, this paper is the first to present it in detail. The transformation of the calculation model 'a priori' (designed image of the superstructure) to the calculation model

'a posteriori' (actual image of the superstructure) was conducted on the basis of weighing results. Calculation of all the parameters that determine the BWE superstructure static stability, for both calculation models, was conducted using the original software, developed on the basis of the above-mentioned procedure. Based on the presented calculation results, the following conclusions are derived:

- with the designed mass of the CW, the 'a priori' model fulfills the necessary condition of the static stability in all analyzed LCs, which was not the case with the 'a posteriori' model;
- with the designed mass of the CW, both models do not meet the sufficient criterion of the static stability in three LCs, two of which are the same;
- with the corrected mass of the CW, the 'a posteriori' model does not fulfill the necessary condition of the static stability in one LC, and sufficient criterion in two LCs;
- with the corrected mass of the CW, the 'a posteriori' model, which is of a spatial nature, may be reduced to the planar model of high results accuracy.

A particular contribution, achieved on the basis of the presented investigation results and perennial experience, is represented in the classification of the SS models into two fundamental groups which were named the 'a priori' and the 'a posteriori' models, as well as the fact that the basic stages of the 'a posteriori' model forming are presented in a paper. The 'a posteriori' models enable a reliable calculation of the SS static stability and may be used not only for static stability proof of the machine as a whole, but also for loads analysis of substructures and elements of BWEs and related surface mining machines – spreaders. Moreover, previously-mentioned models are of extreme importance for a successful and reliable exploitation of the machine since they present the basis for:

- adjustment and control of limiting winch rope forces values;
- periodic control of mass and center of gravity position;
- eventual reconstruction, which would be conducted in order to realize better customization of the machine versus operating conditions;

which is of extreme importance having in mind the fact that bucket wheel excavators and spreaders are machines intended (designed) for perennial exploitation.

Acknowledgement

This work is a contribution to the Ministry of Education, Science and Technological Development of Serbia funded project TR 35006.

References

1. Augustynowicz J, Dudek K, Figiel A, Nowak J, Kluczkiewicz W. Doświadczalne wyznaczenie położenia środka ciężkości obrotowego nadwozia koparek kołowych. *Górnictwo Odkrywkowe* 2011; 52(3-4): 92-95.
2. Bošnjak S, Zrnić N. Dynamics, failures, redesigning and environmentally friendly technologies in surface mining systems. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 2012; 12(3): 348-359, <https://doi.org/10.1016/j.acme.2012.06.009>.
3. Bošnjak S, Petković Z, Dunjić M, Gnjatović N, Đorđević M. Redesign of the vital subsystems as a way of extending the bucket wheel excavators life. *Technics Technologies Education Management* 2012; 7(4): 1620-1629.
4. Bošnjak S, Oguamanam D, Zrnić N. The influence of constructive parameters on response of bucket wheel excavator superstructure in the out-of-resonance region. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 2015; 15(4): 977-985, <https://doi.org/10.1016/j.acme.2015.03.009>.
5. Bošnjak S, Gnjatović N, Savićević S, Pantelić M, Milenović I. Basic parameters of the static stability, loads and strength of the vital parts of a bucket wheel excavator's slewing superstructure. *Journal of Zhejiang University - SCIENCE A (Applied Physics & Engineering)* 2016; 17(5): 353-365, <https://doi.org/10.1631/jzus.A1500037>.
6. Brkić A Đ, Maneski T, Ignjatović D, Jovančić P, Spasojević Brkić V K. Diagnostics of bucket wheel excavator discharge boom dynamic performance and its reconstruction. *Eksploatacja i Niezawodność - Maintenance and Reliability* 2014; 16 (2): 188-197.
7. Bugarić U, Tanasijević M, Polovina D, Ignjatović D, Jovančić P. Lost production costs of the overburden excavation system caused by rubber belt failure. *Eksploatacja i Niezawodność - Maintenance and Reliability* 2012; 14 (4): 333-341.
8. DIN 22261-2. Bagger, Absetzer und Zusatzgeräte in Braunkohlentagebauen. Teil 2: Berechnungsgrundlagen. Deutsches Institut für Normung;

- 2006.
9. Durst W, Vogt W. Bucket Wheel Excavator, Clausthal-Zellerfeld: Trans Tech Publications, 1988.
 10. Kowalczyk M, Czmochowski J, Rusiński E. Construction of diagnostic models of the states of developing fault for working parts of the multi-bucket excavator. *Eksploracja i Niezawodność - Maintenance and Reliability* 2009; 42(2): 17-24
 11. Maslak P, Przybyłek G, Smolnicki T. Comparison of selected methods for the determination of the center of gravity in surface mining machines. *Materials Today: Proceedings* 2017; 4(5, Part 1): 5877- 5882, <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.06.062>.
 12. Nan N, Kovacs I, Popescu F. Balance control by weighting and tensiometric measurements of bucket wheel excavators. *WSEAS Transactions on Systems and Control* 2008; 3(11): 927-938.
 13. Pietrusiak D. Evaluation of large-scale load-carrying structures of machines with the application of the dynamic effects factor. *Eksploracja i Niezawodność - Maintenance and Reliability* 2017; 19 (4): 542-551, <https://doi.org/10.17531/ein.2017.4.7>.
 14. Pietrusiak D, Smolnicki T, Stańco M. The influence of superstructure vibrations on operational loads in the undercarriage of bulk material handling machine. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 2017; 17(4): 855-862, <https://doi.org/10.1016/j.acme.2017.03.001>.
 15. Rusiński E, Czmochowski J, Moczko P, Pietrusiak D. *Surface Mining Machines - Problems of Maintenance and Modernization*, Cham: Springer International Publishing AG, 2017, <https://doi.org/10.1007/978-3-319-47792-3>.
 16. Smolnicki T, Stańco M, Pietrusiak, D. Distribution of loads in the large size bearing - problems of identification. *Tehnički Vjesnik - Technical Gazette* 2013; 20(5): 831-836.
 17. Smolnicki T, Pękalski G, Jakubik J, Harnatkiewicz P. Investigation into wear mechanisms of the bearing raceway used in bucket wheel excavators. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 2017; 17(1):1-8, <https://doi.org/10.1016/j.acme.2016.07.008>.

Srđan BOŠNJAK

University of Belgrade
Faculty of Mechanical Engineering
Kraljice Marije 16, 11120 Belgrade 35, Serbia

Nebojša B. GNJATOVIĆ

University of Belgrade
Faculty of Mechanical Engineering
Kraljice Marije 16, 11120 Belgrade 35, Serbia

Ivan MILENOVIĆ

University of Belgrade
Faculty of Mechanical Engineering
Kraljice Marije 16, 11120 Belgrade 35, Serbia

E-mails: sbosnjak@mas.bg.ac.rs, ngnjatovic@mas.bg.ac.rs,
imilenovic@mas.bg.ac.rs

Универзитет у Београду – Машински факултет
E-mail: sbosnjak@mas.bg.ac.rs
Срђан Бошњак
Датум: 30.03.2020. године

Поштовани,


На основу Вашег захтева број: **12/4. од 20.2.2020.** године за потврду оцене техничког решења под називом „**Од а приори до а постериори статичке стабилности роторних багера**“, аутора проф. др Срђан Бошњак, доц. др Небојша Ђатовић и Иван Миленковић, истраживач сарадник, из 2018. године а примењено 2019. године,

Обавештавам Вас следеће:

Након прибављених мишљења о наведеном техничком решењу чланови МНО за машинство и индустријски софтвер су их, на електронској седници одржаној 30.03.2020. године, разматрали и сачинили предлог да техничко решење под називом „**Од а приори до а постериори статичке стабилности роторних багера**“, аутора проф. др Срђан Бошњак, доц. др Небојша Ђатовић и Иван Миленковић, истраживач сарадник, из 2019. године, **ИСПУЊАВА** све услове предвиђене *Правилником о поступку и начину вредновања и квантитативном исказивању научноистраживачких резултата истраживача* („Службени гласник РС“, број 24/2016, 21/2017, 38/2017) за доделу категорије **M82 – Ново техничко решење (метода) примењено на националном нивоу.**

Предлог се доставља МПНТР РС ради процене и прихватања истог.

Председник МНО
за машинство и индустријски софтвер

Проф. др  Властимир Николић