



ÓBUDAI EGYETEM
OBUDA UNIVERSITY

DOKTORI (PHD) ÉRTEKEZÉS

LOVAS ISTVÁN

MULTIROTOROS REPÜLŐ PLATFORM SZABÁLYOZÁSA KRITIKUS HELYZETEK BEN

Témavezető:

Prof. Dr. Molnár András

Komplex vizsgabizottság:

Elnök:

Prof. Dr. Horváth László

Tagok:

Prof. Dr. habil. Takács Márta

Prof. Dr. habil. Tar József Kázmér

Nyilvános védés bizottsága:

Elnök:

Prof. Dr. Galántai Aurél

Opponensek:

Prof. Dr. Tar József Kázmér

Dr. Štefan Gubo

Tagok:

Prof. Dr. Ludányi-Laufer Edit

Prof. Dr. Szénási Sándor

Dr. Odry Ákos

Titkár:

Dr. Simon-Nagy Gábor

Nyilvános védés időpontja:

2026.

Tartalomjegyzék

1. Bevezetés	1
1.1. Célkitűzések	2
2. Aerodinamikai hatások hasznosítása multirotoros UAV-k süllyedésének és leszállásának optimalizálására	3
2.1. A leszállási manőverek energiahatékonyságának vizsgálata	3
2.2. A hajtásrendszer és a szabályozási struktúra modellje	6
2.3. A vizsgált leszállási pályák	8
2.4. Vizsgálati eredmények	8
2.5. Konklúzió	10
2.6. Tézis kimondása	11
2.7. A hajtásrendszeri meghibásodások biztonsági problémái multirotoros UAV-k esetén	11
2.8. Az autorotáció és a szélkeréküzemmód aerodinamikai háttere	13
2.8.1. A légcsavarprofil viselkedése fordított áramlás esetén	15
2.9. A dinamikus rövidzáras fékezés elve	23
2.10. A kísérleti mérőrendszer és vizsgálati módszer	24
2.11. Mérési eredmények	25
2.11.1. Axiális fékezőerő a csúcssebességarány függvényében	26
2.11.2. Az optimális csúcssebességarány meghatározása	27
2.11.3. Maximális axiális fékezőerő	27
2.11.4. Szabadon forgó és optimális üzemi állapot összehasonlítása	29
2.11.5. Mérési eredmények összefoglalása	30
2.12. Terminális zuhanási sebesség becslése	30
2.12.1. Számítási modell	30
2.12.2. Szabadon forgó és optimális TSR-hez tartozó állapot	33
2.12.3. Eredmények	33
2.13. Konklúzió	35
2.14. Tézis kimondása	36
3. RFPT-alapú pályakövető szabályozó robusztusságának növelése a kinematikai blokk fejlesztésével és paraméteroptimalizálással	37
3.1. A quadcopter matematikai modellje	39
3.1.1. Koordináta-rendszerek	39
3.1.2. Orientációleírás	40
3.1.3. Transzlációs dinamika	41

3.1.4.	Rotációs dinamika	42
3.1.5.	Kvaterniókinematika	42
3.1.6.	Elvárt gyorsulások meghatározása előírt trajektória alapján	43
3.1.7.	Orientációs hiba	43
3.2.	A robusztus fixpont transzformáció alapelve	44
3.3.	A kinematikai blokk kialakítása	45
3.3.1.	PID-szerű kinematikai blokk	47
3.3.2.	Csúszómód alapú kinematikai szabályozók	48
3.4.	Szimulációs környezet	49
3.4.1.	A quadcopter fizikai paraméterei	50
3.4.2.	Aerodinamikai együtthatók és aktuátorkorlátok	50
3.4.3.	Szabályozók GA-alapú paraméterhangolása	51
3.5.	Monte Carlo robusztussági vizsgálat	53
3.6.	Eredmények kiértékelése	55
3.6.1.	A sikeres Monte Carlo futások részletes kiértékelése	56
3.6.2.	Konklúzió	60
3.6.3.	Tézis kimondása	61
3.7.	GA-alapú RFPT hangolás	61
3.7.1.	Alkalmazott módszer	62
3.7.2.	Kromoszómareprezentáció	62
3.7.3.	Fitneszfüggvény definiálása	64
3.7.4.	Genetikus operátorok	66
3.7.5.	Vizsgálati környezet és tesztmodellek	68
3.7.6.	A genetikus algoritmus konvergenciájának vizsgálata	71
3.7.7.	A hangolási folyamat vizsgálata ITAE kritérium alapján	73
3.7.8.	A hangolt RFPT szabályozó pályakövetési teljesítménye	74
3.7.9.	Konklúzió	76
3.7.10.	Tézis kimondása	77
4.	Nulltér-alapú aktív diagnosztikai keretrendszer kidolgozása multirotoros UAV-k	
	rotorállapotának vizsgálatára	78
4.1.	Saját módszer bemutatása	79
4.1.1.	A nulltér-alapú aktív gerjesztés elméleti háttere	79
4.1.2.	A lock-in detekció alkalmazása rotorhibák azonosítására	82
4.2.	Relatív érzékenység és páronkénti diagnosztikai jellemző	84

4.2.1.	Kombinált relatív diagnosztikai indikátor	86
4.2.2.	A kombinált relatív diagnosztikai indikátor szemléltetése	87
4.3.	Páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátor	87
4.3.1.	Szimulációs teszt	89
4.3.2.	Vizsgált hibatípusok és esetek	91
4.3.3.	Gerjesztési és mérési beállítások	92
4.3.4.	Zaj- és drift-modellek	93
4.3.5.	Monte Carlo elemzés	94
4.3.6.	Eredmények ismertetése	94
4.3.7.	A diagnosztikai jelfeldolgozási lánc működése hibamentes állapotban	95
4.3.8.	A kombinált relatív diagnosztikai indikátor lokalizációs képessége	96
4.3.9.	A diagnosztikai döntési tér	97
4.3.10.	Tézis kimondása	97
4.3.11.	Páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok	98
4.3.12.	Globális közös módusú diagnosztikai indikátor	99
4.3.13.	Hierarchikus diagnosztikai tér	100
4.3.14.	Tézis kimondása	102
5.	Összefoglalás	103
5.1.	Tézisek	104
5.2.	Az eredmények hasznosítási lehetősége	105
5.3.	Továbbfejlesztési lehetőségek	105
	A tézispontokhoz kapcsolódó, saját tudományos közlemények	109
	További saját tudományos közlemények	109
	Irodalmi hivatkozások listája	111
	Algoritmusjegyzék	122

Nyilatkozat a munka önállóságáról, irodalmi források megfelelő módon történt idézéséről

Alulírott Lovas István kijelentem, hogy a *Multirotoros repülő platform szabályozása kritikus helyzetekben* című benyújtott doktori értekezést magam készítettem, és abban csak az irodalmi hivatkozások listáján megadott forrásokat használtam fel. Minden olyan részt, amelyet szó szerint, vagy azonos tartalomban, de átfogalmazva más forrásból átvettem, a forrás megadásával egyértelműen megjelöltem.

Budapest, 2026. szeptember 18.

Lovas István

Mesterséges intelligencia használatára vonatkozó nyilatkozat

Alulírott *Lovas István* kijelentem, hogy a *Multirotoros repülő platform szabályozása kritikus helyzetekben* című doktori értekezés elkészítése során az alábbi mesterséges intelligencia (MI) eszközöket vettem igénybe, az alábbiakban megjelölt célokra.

Eszköz megnevezése és verziója	A felhasználás pontos célja
GPT-5.6 Sol	Az értekezés nyelvi stílusának finomítása.

- Kijelentem, hogy az értekezés minden érdemi érve, adatértelmezése és eredeti tudományos hozzájárulása a saját szellemi termékem. Az MI-eszközöket kizárólag kutatási asszisztensként, nem pedig szerzőként használtam.
- Minden MI által generált vagy javasolt tartalmat személyesen felülvizsgáltam. A hivatkozásokat, idézeteket és tényadatokat elsődleges források (szakirodalom vagy eredeti mérési jegyzőkönyvek) alapján ellenőriztem.
- A munka során nem töltöttem fel publikálatlan mérési adatokat, bizalmas kutatási eredményeket vagy személyes adatokat nyilvános MI-modellekbe.
- Vállalom a teljes körű etikai és tudományos felelősséget a dolgozat végleges változatának tartalmáért és pontosságáért.

Budapest, 2026. szeptember 18.

.....

(aláírás)

Nyilatkozat a nyilvánosságra hozatalról

Alulírott *Lovas István* kérem, hogy a *Multirotoros repülő platform szabályozása kritikus helyzetekben* című doktori értekezésem interneten történő nyilvánosságra hozatala

- Korlátozás nélkül
- Elérhetőség csak magyarországi címről
- A fokozat odaítélését követően 2 év múlva, korlátozás nélkül
- A fokozat odaítélését követően 2 év múlva, csak magyarországi címről

történjen meg.

Budapest, 2026. szeptember 18.

.....

(aláírás)

Köszönetnyilvánítás

Mindenekelőtt szeretném megköszönni a fokozatszerzési eljárásomban részt vevő bizottságnak a munkáját, külön témavezetőmnek, Prof. Dr. Molnár Andrásnak, aki a doktori képzés teljes időtartama alatt türelmével és támogatásával segítette munkámat.

Köszönettel tartozom barátaimnak és kollégáimnak, akik szakmai tanácsaikkal, biztatásukkal és támogatásukkal hozzájárultak az elmúlt években végzett munkámhoz.

Hálás vagyok egész családomnak, Édesanyámnak, aki tanulmányaim során folyamatosan biztatott és minden helyzetben mellettem állt. Külön köszönettel tartozom Édesapámnak, aki már csak fentről figyel le rám, mert mindaz, amit tőle kaptam, végigkísér(t) az utamon.

Végül, de nem utolsósorban külön köszönöm Feleségemnek az elmúlt évek során tanúsított szeretetét, türelmét, megértését, valamint azt, hogy a disszertáció elkészítése során folyamatosan támogatott, biztatott. Végezetül köszönöm Leonárdnak, szeretett négylábú családtagunknak, hogy az értekezés írása alatt hűséges társam volt.

Köszönöm!

1 Bevezetés

A multirotoros pilóta nélküli légitárművek UAV-k (Unmanned Aerial Vehicle - UAV) az elmúlt évtizedben jelentős fejlődésen mentek keresztül és napjainkra számos polgári és ipari alkalmazásban megjelentek. A növekvő autonóm működés és az egyre összetettebb feladatok végrehajtása ezzel párhuzamosan fokozott elvárásokat támaszt az energiahatékonyság, a robusztus irányítás és a megbízható állapotfelügyelet területén. A kutatásom erre a három, egymással szorosan összefüggő problémakör vizsgálatára irányult.

A multirotoros UAV-k süllyedési és leszállási folyamatai során jelentős szerepet játszanak az aerodinamikai kölcsönhatások. Különösen fontos jelenség az örvénygyűrűs állapot (Vortex Ring State - VRS), amely a rotorok által létrehozott örvényrendszerbe történő visszasüllyedés következtében alakul ki és a felhajtóerő jelentős csökkenéséhez, valamint instabil repülési állapotokhoz vezethet [1]. A jelenség helikopterek esetében már régóta ismert, azonban az utóbbi években egyre több kutatás foglalkozik multirotoros rendszerekkel is. A legújabb kísérleti eredmények szerint a quadcopter konfigurációk a hagyományos egyrotoros rendszereknél nagyobb érzékenységet mutathatnak az örvénygyűrűs állapot kialakulására [2, 3]. Emellett több kutatás foglalkozik a VRS felismerésével és detektálásával, valamint annak energiafelhasználásra gyakorolt hatásával is [4].

A második kutatási területem a multirotoros UAV-k robusztus pályakövető szabályozása. A szakirodalomban széles körben alkalmaznak adaptív, modellprediktív (Model Predictive Control - MPC) és különböző nemlineáris szabályozási módszereket a rendszer nemlinearitásainak, modellbizonytalanságainak és a külső zavarások hatásainak kezelésére [5–7]. Az utóbbi években jelentős figyelmet kaptak a csúszómód-alapú szabályozási eljárások, különösen az adaptív Sliding Mode Control (SMC) és a Terminal Sliding Mode Control (TSMC) megoldások, amelyek kedvező zavarelnyomó képességük és robusztusságuk révén nagy pontosságú pályakövetést tesznek lehetővé bizonytalan környezetben is [8, 9]. Emellett egyre nagyobb szerepet kapnak az Incremental Nonlinear Dynamic Inversion (INDI) alapú megközelítések, amelyek kedvező zavarelnyomó tulajdonságaik és korlátozott modellfüggőségük miatt különösen alkalmasak UAV-rendszerek szabályozására. Az INDI napjainkra a multirotoros repülőeszközök egyik meghatározó robusztus szabályozási irányzatává vált, amelynek alkalmazási területei a hagyományos repülésszabályozástól a nagy manőverezőképesű UAV-rendszerekig terjednek. [10–15]

A fenti irányzatok mellett a Robust Fixed Point Transformation (RFPT) alapú adaptív szabályozás egy alternatív robusztus szabályozási megoldást képvisel. Az RFPT elméleti alapjait Prof. Dr. Tar József Kázmér és munkatársai fektették le a robusztus fixpont-transzformáció alkalmazásával megvalósított adaptív szabályozás területén [16], majd a módszert alulaktuált mechanikai rendszerekre is kiterjesztették [17]. A megközelítést

később quadcopter pályakövető szabályozására is alkalmazták, igazolva annak alkalmazhatóságát UAV-rendszerek esetén [18]. Ugyanakkor az RFPT-alapú UAV-szabályozás szakirodalmában továbbra is lényegesen szűkebb, mint az SMC-, MPC- vagy INDI-alapú megoldásoké, különösen a robusztusság növelése, a kinematikai blokkok kialakítása és a paraméterhangolás automatizálása területén [19]. Ez indokoltá teszi az RFPT-alapú szabályozási struktúrák további vizsgálatát és fejlesztését multirotoros UAV-k alkalmazási környezetében.

A harmadik kutatási irány a multirotoros UAV-k fedélzeti diagnosztikája és állapotfelügyelete. A rotorok és hajtásrendszerek degradációja jelentősen befolyásolhatja a repülési teljesítményt és a biztonságot, ezért a korai hibafelismerés kiemelt jelentőségű. A közelmúltban számos kutatás foglalkozott adatvezérelt, gépi tanulási, rezgésalapú és modellalapú hibadiagnosztikai eljárásokkal [20–23]. A rotorhibák azonosítása azonban továbbra is kihívást jelent, különösen zárt szabályozási kör mellett. Bár a mesterséges intelligencián alapuló diagnosztikai megoldások egyre nagyobb figyelmet kapnak, gyakorlati alkalmazásukat a fedélzeti számítási kapacitás korlátai, a nagy mennyiségű tanítóadat igénye, valamint a megbízhatósági és validációs követelmények korlátozhatják [24–31]. Emiatt az aktív, modellalapú diagnosztikai módszerek továbbra is jelentős kutatási irányt képviselnek.

A jelen értekezésben bemutatott kutatások szervesen kapcsolódnak ezekhez a kutatási irányokhoz. Az első témakörben a süllyedési és leszállási folyamatok energiahatékonyságának vizsgálatával, a másodikban az RFPT-alapú robusztus szabályozás alkalmazásával, míg a harmadikban egy nulltér-alapú aktív diagnosztikai keretrendszer kidolgozásával járulok hozzá a multirotoros UAV-rendszerek irányításának és állapotfelügyeletének kutatásához.

1.1 Célkitűzések

A multirotoros pilóta nélküli légi járművek működését számos, egymással szorosan összefüggő tényező befolyásolja. A rendelkezésre álló energia hatékony felhasználása, a nemlineáris dinamika pontos kezelése, valamint a meghibásodások időbeni felismerése egyaránt meghatározó szerepet játszik a rendszer teljesítményében, üzem- és repülésbiztonságában. Kutatásom célja olyan módszerek vizsgálata és fejlesztése volt, amelyek ezeken a területeken járulnak hozzá a hatékonyabb, biztonságosabb és megbízhatóbb működéshez.

Kutatási céljaim:

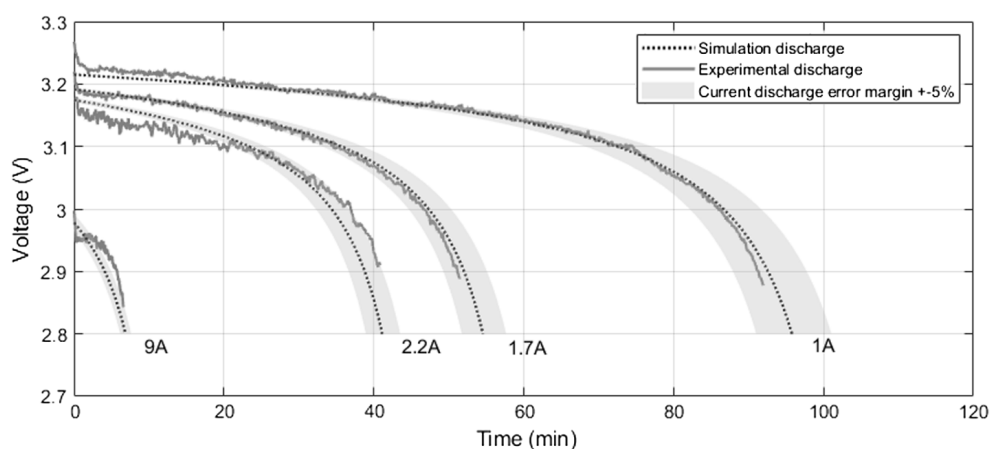
- A multirotoros UAV-k süllyedési és leszállási folyamatai során fellépő aerodinamikai jelenségek vizsgálata, hasznosítása.
- Robusztus pályakövető szabályozási módszer alkalmazása és optimalizálása.
- Aktív diagnosztikai eljárás kidolgozása a rotorok állapotának felügyeletére és a meghibásodások korai felismerésére.

2 Aerodinamikai hatások hasznosítása multirotoros UAV-k süllyedésének és leszállásának optimalizálására

2.1 A leszállási manőverek energiahatékonyságának vizsgálata

A multirotoros légijárművek széles körű elterjedését egyszerű mechanikai felépítésük, jó manőverezőképességük és függőleges fel- illetve leszállási képességük tette lehetővé. A multirotoros rendszerek egyik legfontosabb korlátját ugyanakkor napjainkban is az energiaellátás jelenti. A repülési időt alapvetően a fedélzeti akkumulátor kapacitása, a jármű tömege, valamint a hajtásrendszer energiafelhasználása határozza meg. Mivel a rendelkezésre álló akkumulátorok energiasűrűségének növekedése lényegesen lassabb ütemű, mint a vezérlési és szenzortechnológiák fejlődése, az energiahatékony üzemeltetés továbbra is kiemelt kutatási területnek tekinthető.

Különösen kritikus helyzetet jelent az akkumulátor alacsony töltöttségi állapota. Ilyen esetekben a légijárműnek a lehető legrövidebb idő alatt kell biztonságosan földet érnie annak érdekében, hogy elkerülhető legyen az akkumulátor teljes kimerülése, illetve az ebből adódó irányíthatatlanság, lezuhanás.



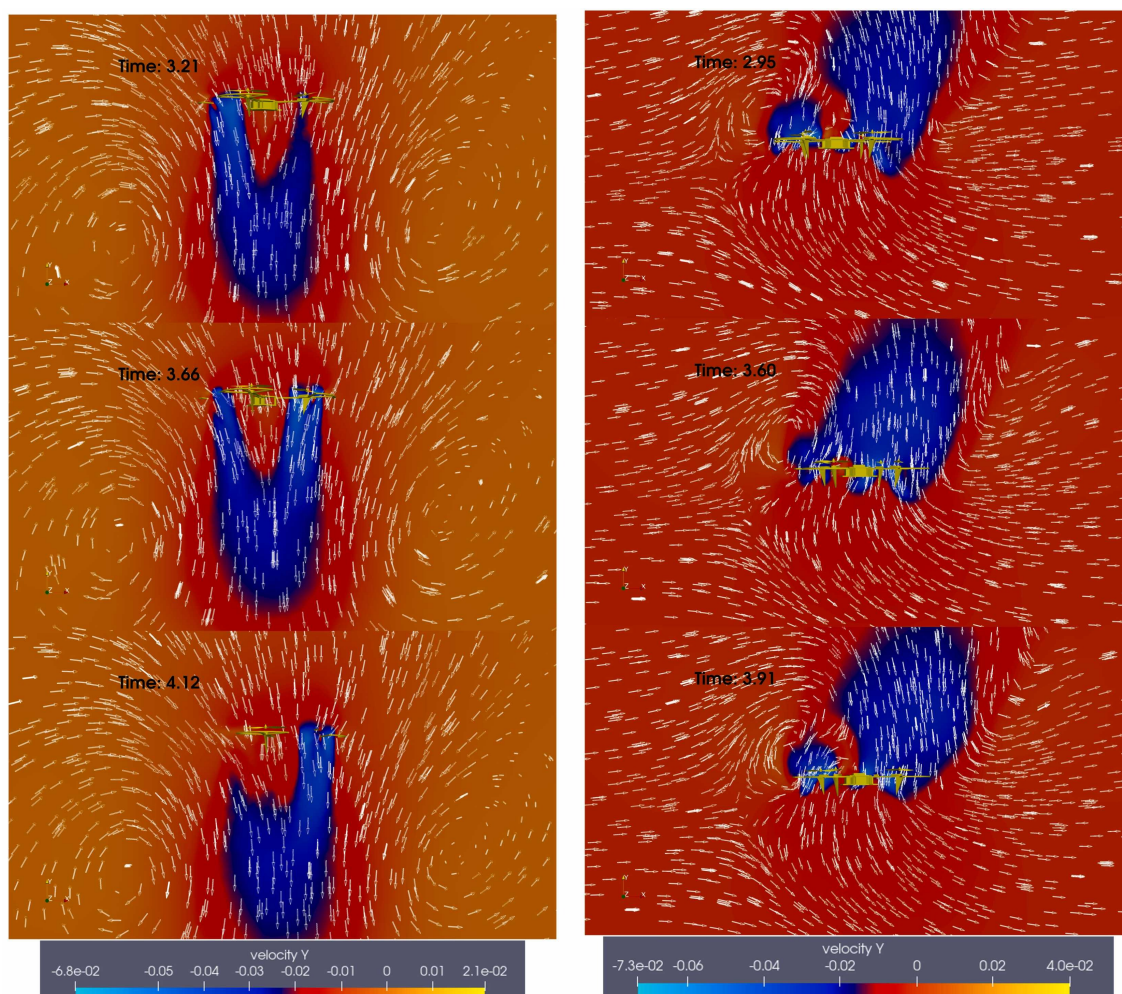
2.1. ábra. A Zippy 1700 mAh 2S akkumulátor kísérleti és szimulált kisülési karakterisztikája különböző állandó kisütőáramok mellett [32].

Az akkumulátor kisülési karakterisztikája alapján megfigyelhető, hogy a kisülés jelentős részében a kapocsfeszültség viszonylag lassan csökken. Egy bizonyos idő után azonban már kis töltöttségcsökkenés is jelentős feszültségesést okoz. Nagyobb kisütőáram esetén ez a jelenség korábban és erőteljesebben jelentkezik, mivel a cella belső ellenállásán eső feszültség is megnő [32].

Lemerülésközel állapotban ezért az akkumulátor kapocsfeszültsége gyorsan csökkenhet, ami közvetlenül csökkenti a hajtásrendszer számára rendelkezésre álló elektromos tel-

jesítményt. Ennek következtében csökken a motorokkal előállítható maximális tolóerő, valamint a szabályozórendszer beavatkozási tartaléka is. Ez multirotoros légitárművek esetén veszélyes, mivel a stabilizálás és a magasságtartás folyamatos tolóerőt igényel. Emiatt az akkumulátor lemerüléséhez közeli állapotban a biztonságos, de gyors leszállási stratégia alkalmazása kiemelt jelentőségű.

A gyors leszállás azonban nem kizárólag vezérléstechnikai kérdés, hanem jelentős aerodinamikai korlátokat is figyelembe kell venni. Függőleges süllyedés során a rotorok által létrehozott indukált légáramlás kölcsönhatásba léphet a lefelé mozgó légitármű körüli áramlással. Amennyiben a süllyedési sebesség megközelíti a rotorok által létrehozott lefelé irányuló légáram sebességét (2.2. ábra), kialakulhat az úgynevezett örvénygyűrűs állapot. [33]



2.2. ábra. A quadcopter körüli áramlási sebességmező CFD szimulációja normál repülési állapot (bal oldal) és Vortex Ring State (jobb oldal) esetén [33].

Ebben az üzemállapotban a rotorok környezetében zárt örvénystruktúra jön létre, amely jelentősen csökkenti a felhajtóerő előállításának hatásfokát. A jelenség következtében a légitármű instabillá válhat, a szabályozórendszer teljesítménye romolhat, szélsőséges

esetben pedig a jármű elveszítheti irányíthatóságát. A probléma a helikopterek esetében régóta ismert és a multirotoros UAV-k működésében is hasonló korlátokat eredményez.

A szakirodalomban ismertetett kedvezőtlen aerodinamikai jelenségek, különösen az örvénygyűrűs állapot (VRS) kialakulásának lehetősége miatt a nagy függőleges süllyedési sebesség a multirotoros UAV-k üzemeltetése során kiemelt figyelmet igényel [34].

A kereskedelmi forgalomban elérhető multirotoros UAV-k műszaki specifikációi alapján megfigyelhető, hogy a gyártók számos esetben korlátozzák a maximális függőleges süllyedési sebességet. Több platform esetében külön adják meg a tisztán függőleges és az előredöntött (ferde) süllyedés során megengedett legnagyobb sebességet, ami az utóbbi esetben nagyobb érték. Bár a gyártók ezen korlátozások műszaki indoklását nem részletezik, azok összhangban állnak a szakirodalomban ismertetett aerodinamikai jelenségekkel [35–41].

2.1. táblázat. DJI multirotoros UAV maximális emelkedési és süllyedési sebessége a gyártói műszaki specifikációk alapján

Típus	Megjelenés éve	Max. emelkedés [m/s]	Max. függőleges süllyedés [m/s]	Max. ferde süllyedés [m/s]
DJI Mavic Pro	2016	5	3	–
DJI Inspire 2	2016	6	4	9
DJI Mini 4 Pro	2023	5	5	–
DJI Mavic 3 Pro	2023	8	6	–
DJI Inspire 3	2023	8	8	10
DJI Matrice 300 RTK	2020	6	5	7
DJI Matrice 350 RTK	2023	6	5	7

A 2.1. táblázat alapján megfigyelhető, hogy a kisebb quadcopterektől kezdve egészen az ipari UAV-rendszerekig a maximális függőleges süllyedési sebesség jellemzően nem haladja meg a maximális emelkedési sebességet, több platform esetében pedig annál kisebb. Az Inspire 2 volt az első olyan vizsgált platform, amelynél 2016-ban külön megadták az előredöntött repülés közbeni maximális süllyedési sebességet, amely 9 m/s volt. Az ipari Matrice típusok esetében ez az érték 7 m/s. Ez arra utal, hogy a gyártók a függőleges és az előrehaladó süllyedési üzemállapotot is már eltérően kezelik, azonban az automatikus leszállás során továbbra is csak a függőleges landolási pályát engedik meg.

Mivel a hajtásrendszer a teljes süllyedési folyamat során folyamatosan energiát vesz fel az akkumulátorból, a süllyedés időtartama közvetlenül befolyásolja az összes energiafelhasználást. A nagyobb süllyedési sebességet lehetővé tevő döntött (Tilt Descent) ereszkedés a függőleges süllyedéshez képest rövidebb repülési időt eredményez, ezáltal csökkenti

a süllyedés során felhasznált energiát, és növeli a leszállást követően rendelkezésre álló energiatartalékot. Ez különösen rotorhiba vagy egyéb vészhelyzeti esemény esetén jelent előnyt, amikor a biztonságos leszállás és az esetleges korrekciós manőverek végrehajtása érdekében kiemelten fontos a lehető legnagyobb energiatartalék megőrzése.

A döntött süllyedés alkalmazása ugyan mérsékli az örvénygyűrűs állapot kialakulásának kockázatát és lehetővé teszi a függőleges ereszkedésnél nagyobb süllyedési sebesség alkalmazását, ugyanakkor felmerül a kérdés, hogy egy előre megtervezett, automatikusan végrehajtott leszállási pálya – például spirális vagy oldalirányú komponenssel rendelkező ereszkedés – tovább javíthatja-e a leszállás biztonságát és energiahatékonyságát. Az ilyen pályák csökkentik annak valószínűségét, hogy a rotorok saját indukált örvényrendszerükbe süllyedjenek vissza, ezáltal kedvezőbb áramlási viszonyokat biztosíthatnak a hajtásrendszer számára. Ennek következtében lehetőség nyílt a süllyedési sebesség további növelésére, a leszállási idő rövidítésére, valamint a süllyedés során felhasznált energia mérséklésére.

A vizsgálatok elsődleges célja annak meghatározása volt, hogy a leszállási pálya megválasztása milyen hatással van a multirotoros UAV energiafogyasztására. Ennek érdekében összehasonlítottam a hagyományos függőleges leszállást és a spirális leszállási manővert. A vizsgálat során különös figyelmet fordítottam a hajtásrendszer energiaigényére, mivel a multirotoros platformok energiafelhasználásának döntő hányadát a rotorokat hajtó motorok adják. A motorok áramfelvételének és teljesítményigényének meghatározásához dinamikai modellt implementáltam, amely lehetővé tette az egyes leszállási pályákhoz tartozó energiafelhasználás összehasonlítását.

2.2 A hajtásrendszer és a szabályozási struktúra modellje

A leszállási pályák energiaigényének vizsgálatához olyan szimulációs modellt implementáltam, amely képes a hajtásrendszer energiafelhasználásának meghatározására. Mivel a multirotoros UAV-k energiafogyasztásának döntő részét a rotorokat hajtó motorok jelentik, a vizsgálat középpontjában a hajtásrendszer dinamikai modellje állt.

A korszerű quadcopterek hajtására jellemzően háromfázisú kefe nélküli egyenáramú motorokat (BLDC – Brushless Direct Current Motor) alkalmaznak. A BLDC motorok előnye a nagy teljesítménysűrűség, a kedvező hatásfok, a kis tömeg és a hosszú élettartam [42, 43].

Repüléstechnikai szimulációk esetén azonban gyakran alkalmaznak egyszerűsített egyenáramú motor modellt, amely a mechanikai viselkedést megfelelő pontossággal írja le, miközben lényegesen kisebb számítási igénnyel rendelkezik. A jelen kutatás során is ezt a megközelítést alkalmaztam.

A motor mechanikai és villamos dinamikáját a következő differenciálegyenletek írják le:

$$J_m \frac{d\omega_m(t)}{dt} = K_T i(t) - B\omega_m(t) \quad (2.1)$$

$$L \frac{di(t)}{dt} = u(t) - Ri(t) - K_b \omega_m(t) \quad (2.2)$$

ahol:

- $u(t)$: a motor kapcsolófeszültsége [V],
- $i(t)$: a tekercsáram [A],
- $\omega_m(t)$: a motor szögsebessége [rad/s],
- R : a tekercsellenállás [Ω],
- L : a tekercs induktivitása [H],
- K_T : a nyomatéki állandó [Nm/A],
- K_b : a visszaindukált feszültség állandója [V/(rad/s)],
- J_m : a motor és a légcsavar együttes tehetetlenségi nyomatéka [kg m^2],
- B : a mechanikai veszteségi tényező [Nm/(rad/s)].

Az egyenletek állapotterez leírása:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \omega_m \\ i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{B}{J_m} & \frac{K_T}{J_m} \\ -\frac{K_b}{L} & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_m \\ i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{L} \end{bmatrix} u. \quad (2.3)$$

A modell lehetővé teszi a motoráram időbeli változásának meghatározását, amelyből közvetlenül számítható a hajtásrendszer energiateljesítménye. A vizsgálatok során a négy rotor áramfelvételét követtem nyomon, majd ezek összegzésével határoztam meg az egyes leszállási manőverek teljes energiaigényét.

A szimuláció MATLAB/Simulink környezetben került megvalósításra. A repülésvezérlő rendszer két egymásba ágyazott szabályozási körből állt. A külső szabályozási kör a pályakövetési feladatot látta el és az UAV kívánt pozícióját szabályozta az x , y és z koordináták mentén. A külső kör kimenete szolgált referencijelként a belső szabályozási kör számára.

A belső szabályozási kör a légijármű orientációját szabályozta és az orsózó (*roll*), bólintási (*pitch*) és legyezési (*yaw*) szögek követéséért felelt. A szabályozók által előállított beavatkozó jelek határozták meg az egyes rotorok fordulatszámát, amelyeken keresztül a kívánt pálya követése megvalósult.

A vizsgálatok célja nem a szabályozási struktúra optimalizálása volt, hanem annak meghatározása, hogy a különböző leszállási pályák milyen mértékben befolyásolják a hajtásrendszer energiafelhasználását. Ennek megfelelően az energiafogyasztás összehasonlítása minden esetben azonos szabályozási architektúra mellett történt, így az eredmények közvetlenül a leszállási trajektória geometriájának hatását tükrözik.

2.3 A vizsgált leszállási pályák

A kutatás célja annak meghatározása volt, hogy a leszállási pálya geometriai kialakítása milyen hatással van a multirotoros UAV energiafelhasználására. Ennek érdekében két eltérő leszállási manővert hasonlítottam össze.

Az első vizsgált eset a hagyományos függőleges leszállás volt. Ebben az üzemmódban a légijármű kizárólag a függőleges tengely mentén mozgott, miközben orientációját a belső attitűdszabályozó kör stabilizálta. A pályakövetés során elsősorban a magasságszabályozó működése volt meghatározó, míg a gördülési és bólintási szabályozók beavatkozása minimális maradt. A függőleges süllyedési sebességet 3 m/s értékre korlátoztam, amely megfelel a kereskedelmi forgalomban alkalmazott repülésvezérlők által jellemzően megengedett maximális automatikus süllyedési sebességnek. Ezen korlátozás elsődleges célja az örvénygyűrűs állapot kialakulásának elkerülése.

A második vizsgált esetben spirális leszállási pályát alkalmaztam. A légijármű ebben az esetben a függőleges mozgás mellett folyamatos horizontális elmozdulást is végzett, miközben a *yaw* szög állandó maradt. A spirális pálya követéséhez a külső szabályozási kör *roll* és *pitch* referenciajeleket generált, amelyeket a belső attitűdszabályozó követett. A spirális pálya esetén a függőleges sebességet 7 m/s értékre választottam, amely több mint kétszerese a hagyományos függőleges leszállás során alkalmazott értéknek. A vizsgálatok során mindkét esetben ugyanabból a kezdeti magasságból indult a légijármű, így az energiafelhasználás összehasonlítását közvetlenül lehetett elvégezni.

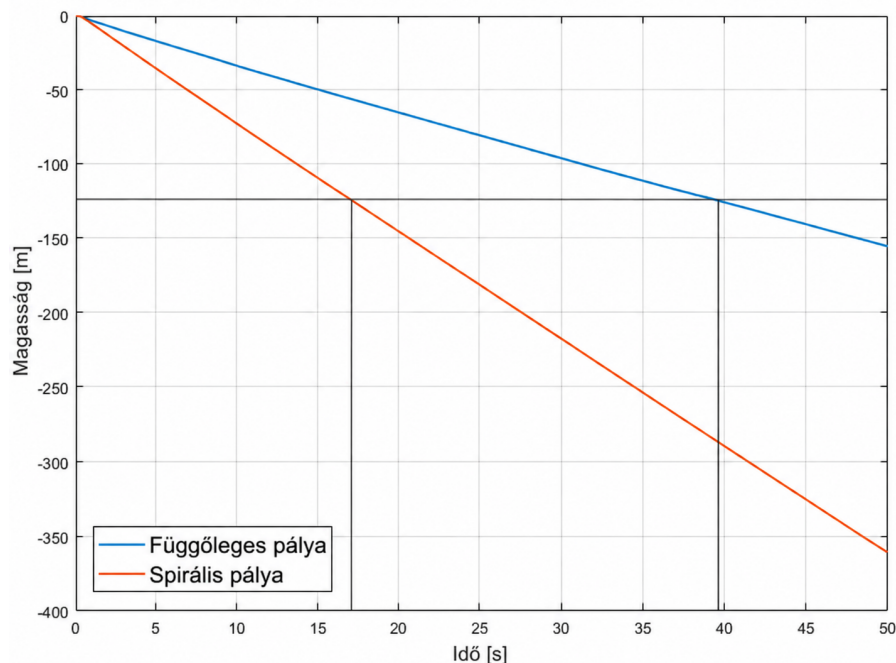
A szimulációk során a leszállási pályák követése mellett folyamatosan rögzítésre került a hajtásrendszer áramfelvétele. A motorok pillanatnyi áramértékeiből meghatározható volt a teljes energiafelhasználás, amely lehetővé tette a két leszállási stratégia összehasonlítását.

2.4 Vizsgálati eredmények

A vizsgálatok során a szimulációk minden esetben azonos kezdeti feltételek mellett történtek. A kezdeti magasság 120 m volt, a hajtásrendszer paraméterei és a szabályozási struktúra pedig minden vizsgálat során változatlan maradt.

A két manőverhez tartozó magasság-idő függvényeket a 2.3. ábra mutatja. Jól látható, hogy a két pálya kezdetben azonos magasságból indul, azonban a nagyobb süllyedési sebesség

következtében a spirális pálya meredekebb lefutást eredményez. Függőleges leszállás esetén a landolási idő közel 40 s, míg a spirális pálya esetén ugyanez a manőver mindössze 17 s ideig tartott.



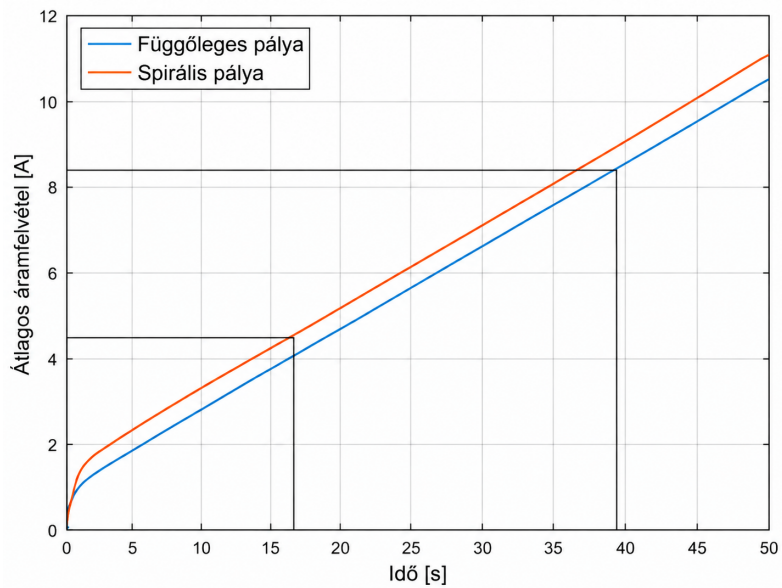
2.3. ábra. A magasság időbeli változása 3 m/s függőleges és 7 m/s spirális leszállás esetén

A fő kérdés az volt, hogy a spirális leszállási pálya által megkövetelt folyamatos korrekciók mekkora többletterhelést jelentenek a hajtásrendszer számára. Míg a nagyobb süllyedési sebességből a rövidebb leszállási idő közvetlenül következik, addig nem nyilvánvaló, hogy a pályakövetéshez szükséges többletbeavatkozások mellett a teljes energiafelhasználás valóban csökken-e. Ennek eldöntésére a motorok összesített áramfelvételét vizsgáltam, amelyet a 2.4. ábra szemléltet.

Az ábrán megfigyelhető, hogy spirális pálya esetén az energiafelhasználás görbéje a kezdeti néhány másodpercben meredekebb növekedést mutat. Ennek oka a pálya eléréséhez szükséges átmeneti szabályozói beavatkozás. A spirális mozgás kialakításához a *roll* és *pitch* szabályozók jelentősebb vezérlőjeleket állítanak elő, mint a tisztán függőleges süllyedés esetén. Ez rövid ideig növeli a motorok áramfelvételét és ezáltal a pillanatnyi energiaigényt.

A tranziens szakasz lezajlása után azonban a két görbe közel lineáris lefutást mutat. A görbék meredeksége alapján megállapítható, hogy a spirális pálya fenntartása nem igényel számottevően nagyobb teljesítményt, mint a hagyományos függőleges leszállás. A spirális mozgás létrehozásához szükséges többletenergia kizárólag a manőver kezdeti szakaszában jelentkezik, amely a teljes leszállási folyamat energiaigényéhez képest elhanyagolható.

A szimuláció során a függőleges leszállás esetén az átlagos $8,4\text{ A}$ áramfelvétel 40 s



2.4. ábra. Az összesített akkumulátorkapacitás-felhasználás alakulása különböző leszállási pályák esetén

időtartamon keresztül állt fenn, amely összesen:

$$Q_{\text{vert}} = 8,4 \cdot \frac{40}{3600} \approx 0,0933 \text{ Ah} = 93,3 \text{ mAh} \quad (2.4)$$

kapacitásfelhasználást eredményezett. Ezzel szemben a spirális leszállás során az átlagos 4,5 A áramfelvétel 17 s időtartamig tartott, így a felhasznált kapacitás:

$$Q_{\text{spir}} = 4,5 \cdot \frac{17}{3600} \approx 0,0213 \text{ Ah} = 21,3 \text{ mAh} \quad (2.5)$$

A két eset közötti különbség:

$$\Delta Q = 93,3 - 21,3 = 72,0 \text{ mAh} \quad (2.6)$$

ami megközelítőleg:

$$\eta = \frac{72,0}{93,3} \cdot 100 \approx \mathbf{77,2\%} \quad (2.7)$$

kapacitásmegtakarítást jelent a spirális leszállás javára.

2.5 Konklúzió

A kapott eredmények alapján megállapítható, hogy a leszállási pálya geometriája jelentős hatással van a hajtásrendszer energiafelhasználására. A vizsgált esetben a spirális pálya

alkalmazása lehetővé tette a süllyedési sebesség több mint kétszeresére növelését, miközben az örvénygyűrűs állapot kialakulásának veszélye nem jelentkezett. A nagyobb süllyedési sebesség következtében a leszállási idő jelentősen csökkent, amely közvetlenül kisebb akkumulátor terhelést eredményezett.

Fontos megjegyezni, hogy az energiamegtakarítás nem a hajtásrendszer hatásfokának javulásából származik. A motorok átlagos terhelése a két esetben hasonló nagyságrendű maradt. A különbség elsődleges oka az volt, hogy a quadcopter lényegesen rövidebb ideig tartózkodott a levegőben. Az eredmények tehát arra utalnak, hogy a leszállási manőver energiaigényét alapvetően a végrehajtási idő határozza meg, amennyiben a repülési stabilitás fenntartható és a külső zavarási tényezőktől eltekintünk.

A kritikus akkumulátortöltöttségi állapotok szempontjából ez különösen fontos. A kisebb energiafelhasználás növeli a rendelkezésre álló energiatartalékot, amely váratlan környezeti zavarok, pozíciókorrekciók vagy vészhelyzeti manőverek végrehajtása során további biztonsági tartalékot biztosíthat. A szimulációs eredmények alapján a spirális leszállási pálya alkalmas lehet arra, hogy a hagyományos függőleges süllyedés energia hatékony alternatívájaként szolgáljon multirotoros UAV-k esetén.

2.6 Tézis kimondása

1.1. tétel – *Kimutattam, hogy a spirális leszállási pálya alkalmazásával a multirotoros UAV az örvénygyűrűs állapot kialakulásának elkerülése mellett nagyobb vertikális süllyedési sebességgel üzemeltethető, ezáltal a leszállási idő csökkenthető. Igazoltam, hogy a rövidebb leszállási időből származó energiamegtakarítás meghaladja a spirális pálya követéséből adódó többletenergia-igényt, így a teljes leszállási energiafelhasználás a hagyományos függőleges süllyedéshez képest csökkenthető [S1].*

2.7 A hajtásrendszeri meghibásodások biztonsági problémái multirotoros UAV-k esetén

A multirotoros pilóta nélküli légijárművek üzembiztonsága az elmúlt években jelentősen javult, azonban a teljes meghajtásvesztéssel járó meghibásodások lehetősége továbbra sem zárható ki. Az akkumulátor meghibásodása vagy lemerülése, a teljesítményelektronikai rendszer hibája, illetve a repülésvezérlő működésképtelenné válása olyan állapotot idézhet elő, amelyben a légijármű már nem képes a rotorok hajtására és ezáltal a szükséges felhajtóerő előállítására. Ilyen esetben a jármű mozgását elsősorban a gravitáció és az aerodinamikai erők határozzák meg, ami kontrollálatlan süllyedéshez vezethet. A rotorhibát szenvedett UAV-k biztonságos földre juttatása napjainkban is aktív kutatási terület. A vizsgált megoldások közé tartoznak az ejtőernyős mentőrendszerek, a redundáns

hajtásrendszerek, a hibatűrő szabályozási módszerek, valamint a vezérelt kényszerleszállási stratégiák [34, 44].

Lezuhanáskor az anyagi károk kockázatát nagymértékben meghatározza a becsapódási energia. A mozgási energia a sebesség négyzetével arányos:

$$E_k = \frac{1}{2}mv^2 \quad (2.8)$$

, ahol:

- E_k : a becsapódás előtti mozgási energia [J],
- m : a multirotoros UAV tömege [kg],
- v : a becsapódási sebesség [m/s],

ezért már a zuhanási sebesség kisméretű csökkentése is jelentős mértékben mérsékelheti a becsapódás során felszabaduló energiát.

A teljes leállást követően a rotorok nem tekinthetők aerodinamikailag passzív elemeknek. A lefelé mozgó légijármű és a rotorok közötti relatív légáramlás hatására a légcavarok tovább foroghatnak, hasonlóan a szélkerekek működéséhez. Ebben az üzemállapotban a rotorok autorotációs vagy szélkeréküzemű viselkedést mutatnak.

Az autorotáció a forgószárnyas repülés egyik alapvető aerodinamikai üzemállapota, amely során a rotor forgását nem külső hajtás, hanem a beáramló levegő biztosítja. A jelenséget részletesen a helikopterek hajtásvesztés utáni repülésének elemzése során vizsgálták, míg az autogyrok (gyrocopterek) működése normál üzemben is ezen az aerodinamikai elven alapul [45–47]. A szabadon forgó (windmilling) légcavarok aerodinamikáját az utóbbi években számos repüléstechnikai kutatás is vizsgálta [48, 49]. A jelenség alapvető aerodinamikai összefüggései ugyanakkor szoros kapcsolatban állnak a szélergia-hasznosítás területén kidolgozott rotor-elméletekkel, amelyeket a klasszikus szakirodalom részletesen ismertet [50–52]. A jelen kutatás ezen aerodinamikai alapelvekre építve vizsgálja a quadkopter légcavarjainak szélhajtású üzemállapotát és annak felhasználhatóságát a rotorhiba utáni irányított kényszerleszállás során.

A helikopterekkel ellentétben azonban a multirotoros UAV-k túlnyomó többségén fix állásszögű légcavarokat alkalmaznak. Ennek következtében autorotációs üzemmódban a lapátok geometriai beállítása nem módosítható, továbbá zuhanás közben az alulról érkező légáramlatok hatására a forgásiránya is megváltozik.

Az autorotáló rotorok által létrehozott aerodinamikai fékezőerő nagysága szoros kapcsolatban áll a rotor forgási állapotával. Szélergia hasznosító rendszerek esetén közismert, hogy az energiaátalakítás határfoka jelentős mértékben függ a rotor kerületi sebessége

és a beérkező légáram sebességének hányadosától, az úgynevezett csúcssebességaránytól (Tip Speed Ratio – TSR) [50, 51]. Ezek alapján feltételezhető, hogy az autorotáció során kialakuló aerodinamikai fékezőhatás sem kizárólag a légáramlás sebességétől függ, hanem a rotor aktuális fordulatszámától is.

A multirotoros UAV-k esetében, ha az autorotáció kialakul, akkor a légszárak a hozzájuk kapcsolódó BLDC motorokat generátoros üzemmódban hajtják, így a motor villamos terhelése közvetlenül befolyásolja a kialakuló fordulatszámot. Ez lehetőséget teremt arra, hogy a rotor fordulatszámának szabályozásával a csúcssebességarány is módosítható legyen, és ezáltal a rotor aerodinamikai üzemi pontja befolyásolhatóvá váljon.

A szélenergia-hasznosítás területén ugyanakkor régóta ismert, hogy sem a túl nagy, sem a túl kicsi csúcssebességarány nem eredményez optimális aerodinamikai működést. Minden rotorhoz tartozik egy olyan üzemi tartomány, ahol az energiaátalakítás hatásfoka maximális [50, 51]. Ennek alapján feltételezhető, hogy a maximális aerodinamikai fékezőhatás sem a szabadon forgó, illetve nem is a maximálisan lefékezett állapotban jelentkezik, hanem egy olyan köztes üzemi pontban, amelyet a légszár geometriai kialakítása és az ahhoz tartozó optimális csúcssebességarány határoz meg.

Ezek alapján a kutatásom célja annak kísérleti vizsgálata volt, hogy a tervezett forgásiránnyal ellentétesen forgó, fix állásszögű multirotoros légszárak esetében létezik-e olyan aerodinamikai üzemi állapot, amelyben az autorotáció során kialakuló fékezőerő maximalizálható. Ennek érdekében különböző UAV-légszárakon szélcsatornás kísérleteket végeztem, amelyek során a rotor fordulatszámát PWM-vezérelt dinamikus rövidzáras fékezéssel szabályoztam, miközben mértem a létrejövő axiális fékezőerőt. A vizsgálatok középpontjában a rotor csúcssebességaránya (TSR) és az aerodinamikai fékezőhatás közötti kapcsolat feltárása állt.

2.8 Az autorotáció és a szélkeréküzemmód aerodinamikai háttere

Az autorotáció olyan üzemi állapot, amelyben a rotor forgását nem külső meghajtás biztosítja, hanem a rotoron áthaladó légáramlás. A jelenséget elsősorban helikopterek esetében vizsgálták, ahol hajtóműhiba esetén a lefelé áramló levegő energiája forgásban tartja a főrotort, lehetővé téve az irányított kényszerleszállást [48, 49].

A multirotoros UAV-k esetében a helyzet több szempontból eltér a helikopterekétől. A rotorkok jellemzően kisebb méretűek, nagyobb fordulatszámon üzemelnek, valamint fix állásszögű légszárakat alkalmaznak. Ennek következtében a helikoptereknél ismert autorotációs eljárások közvetlenül nem alkalmazhatók.

Továbbá a meghajtás megszűnését követően a lefelé mozgó légijármű körül kialakuló relatív légáramlás a fix állásszögű légszárakat a normál hajtási iránnyal ellentétes

forgásirányba kényszeríti. Ebben az üzemállapotban a légcsavar belépő- és kilépőéleinek szerepe felcserélődik, és a rotor működése a szélturbinákéhoz válik hasonlóvá.

Mivel a légcsavarokat eredetileg hajtási üzemre tervezték, nem nyilvánvaló, hogy fordított forgásirány mellett milyen aerodinamikai tulajdonságokkal rendelkeznek. A szélkeréküzem során kialakuló áramlási viszonyok jelentősen eltérnek a normál működési állapottól.

Azonban a szélkeréküzemű rotor működése jelentős hasonlóságot mutat a vízszintes tengelyű szélturbinák működésével. Mindkét esetben a rotor energiát von el az áthaladó légáramból és azt forgási energiává alakítja. A működés jellemzésére ezért a szélenergia-hasznosításban alkalmazott dimenziótlan mennyiségek felhasználhatók a multirotoros légcsavarok vizsgálatára is [50–52].

A rotor aerodinamikai állapotának egyik legfontosabb jellemzője a csúcssebességarány (TSR), amely a lapátvég kerületi és a beérkező légáram sebességének hányadosaként definiálható:

$$\lambda = \frac{\omega R}{v} \quad (2.9)$$

, ahol:

- λ : a csúcssebességarány [-],
- ω : a rotor szögsebessége [rad/s],
- R : a rotor sugara [m],
- v : a rotorra merőleges relatív légáramlás sebessége [m/s].

A TSR meghatározza a lapátelemeket érő relatív áramlási viszonyokat, és ezáltal jelentős hatással van a rotor aerodinamikai működésére. Kis érték esetén a rotor erősen lefékezett állapotban működik, míg nagy érték esetén a rotor közel szabadon forog. A szélenergia-hasznosítás elmélete szerint egyik szélsőséges állapot sem optimális, hanem minden rotorhoz tartozik egy olyan csúcssebességarány, amely mellett az energiaelvonás maximális [50, 51].

Mivel a multirotoros UAV-k fix állásszögű légcsavarjai szélkeréküzemben is rotorlapátként viselkednek, feltételezhető, hogy esetükben is létezik egy olyan csúcssebességaránytartomány, amelyhez maximális aerodinamikai fékezőhatás tartozik. Ennek vizsgálatához olyan módszer szükséges, amely lehetővé teszi az autorotáló rotor fordulatszámának szabályozott változtatását.

2.8.1 A légsavarprofil viselkedése fordított áramlás esetén

Az autorotációs üzemmódban a fix állásszögű multirotoros légsavarok forgásiránya a normál hajtási üzemhez képest megfordul. A lefelé mozgó légijármű által létrehozott relatív légáramlás a rotorokat a normál forgásiránnyal ellentétes irányba hajtja, aminek következtében a légsavarprofilok áramlási viszonyai jelentősen megváltoznak.

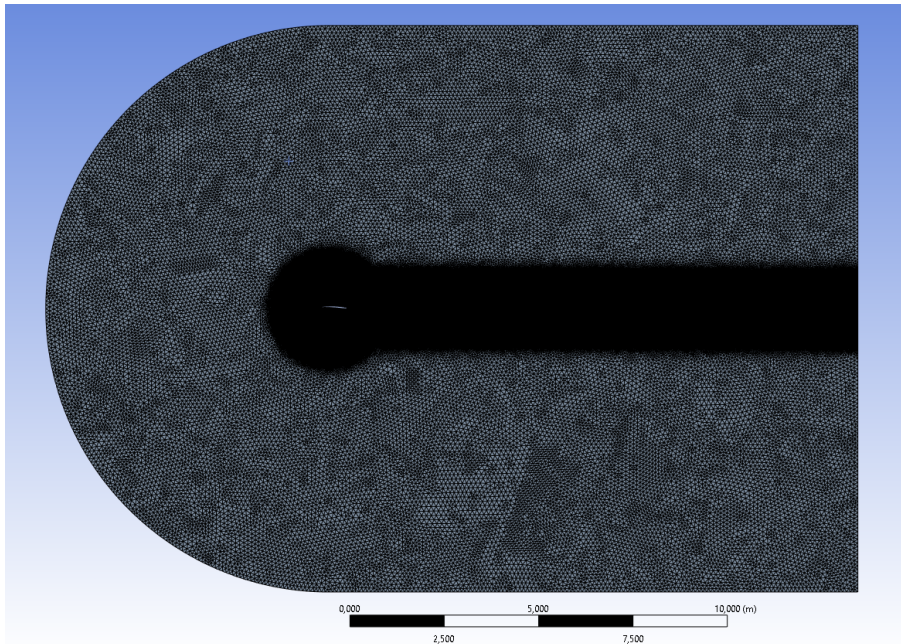
Normál üzemben a légsavar profilját úgy alakítják ki, hogy a kialakuló relatív áramlás a belépőél felől érkezzon, majd a profil kontúrját követve hagyja el a szelvényt. Autorotáció során azonban a forgásirány megfordulásával a profil korábbi kilépőéle válik belépőéllé. Emiatt nem egyértelmű, hogy a légsavar képes-e továbbra is jelentős aerodinamikai erők létrehozására, illetve hogy a szélkeréküzemben kialakuló fékezőhatás egyáltalán kihasználható-e a zuhanási sebesség csökkentésére.

A kérdés különösen fontos a jelen kutatás szempontjából, mivel a dinamikus fékezés alkalmazhatósága alapvetően azon múlik, hogy a fordított áramlásban működő légsavar továbbra is rendelkezik-e jól definiálható aerodinamikai karakterisztikával. Ennek vizsgálatára CFD alapú áramlástani elemzéseket végeztem, az multirotoros platformok világában elterjedt APC légsavarok esetén alkalmazott Eppler-E63 profilon.

CFD modell és szimulációs környezet

A profil aerodinamikai viselkedésének vizsgálatához kétdimenziós CFD modellt készítettem ANSYS Fluent környezetben. A vizsgálat célja az volt, hogy összehasonlítsam az Eppler-E63 profil normál és fordított áramlási viszonyok melletti működését, valamint meghatározzam a felhajtóerő- és ellenállási tényezők változását széles állásszög-tartományban.

A numerikus modell kialakításakor C-típusú számítási tartományt alkalmaztam (2.5. ábra), amely a szárnyprofil környezetében kialakuló áramlások vizsgálatára széles körben alkalmazott megoldás [53].



2.5. ábra. Az Eppler-E63 profil környezetében alkalmazott számítási háló.

A pontos aerodinamikai eredmények elérése érdekében a profil környezetében lokálisan finomított háló került kialakításra. A szárnyprofil körül egy külön finomítási tartományt alkalmaztam, amely lehetővé tette a határréteg és az áramlásleválás környezetének részletes vizsgálatát. A profil mögötti nyomvonalterületen szintén sűrített hálót használtam annak érdekében, hogy az örvényképződés és a leváló áramlási struktúrák megfelelő pontossággal legyenek követhetők.

A turbulencia modellezésére SST $k-\omega$ modellt alkalmaztam. Ez a modell megfelelő kompromisszumot biztosít a falközeli áramlási jelenségek pontos leírása és a numerikus stabilitás között, ezért széles körben alkalmazzák légsavar- és szárnyprofil-vizsgálatok során. A modell különösen alkalmas az áramlásleválás és az átesés közelében kialakuló jelenségek elemzésére.

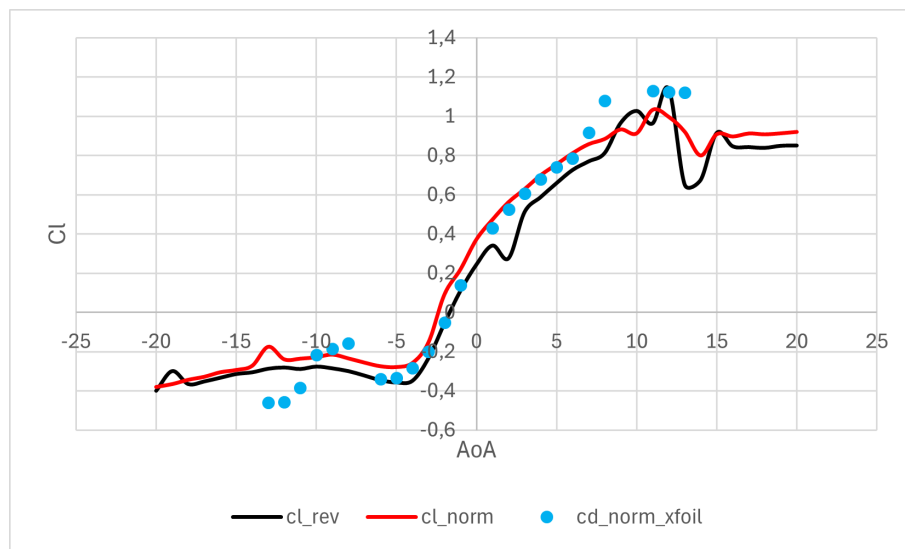
A szimulációkat két különböző Reynolds-szám mellett végeztem el: $Re = 10\,000$ és $Re = 50\,000$. Ezek az értékek jól reprezentálják a kis méretű UAV-k és modellrepülőgépek légsavarjainak tipikus üzemi tartományát. A vizsgálatok során az állásszöget -20° és 20° között változtattam, így nemcsak a normál működési tartomány, hanem az átesés előtti és utáni üzemi állapotok is elemezhetők voltak. A számításokat normál és fordított áramlási konfigurációban egyaránt elvégeztem, lehetővé téve a két üzemi állapot közvetlen összehasonlítását.

A numerikus megoldások konvergenciájának biztosítása érdekében minden szimuláció során 1000 iterációt alkalmaztam, a folytonossági, sebesség- és turbulenciaváltozók maradékhibáját pedig 10^{-6} érték alatt tartottam.

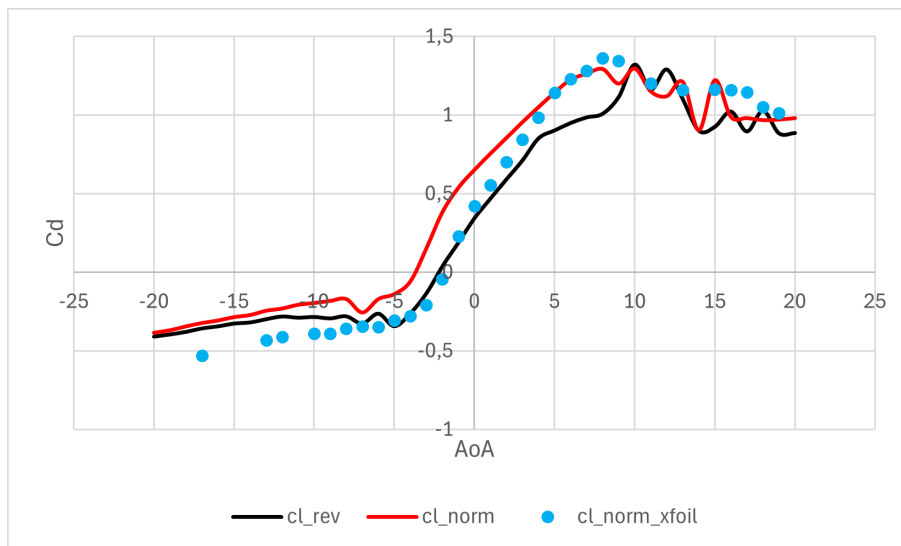
A felhajtóerő-tényező vizsgálata

A légsavarprofil aerodinamikai viselkedésének egyik legfontosabb jellemzője a felhajtóerő-tényező (C_L), amely meghatározza a profil által létrehozott aerodinamikai erők nagyságát. Mivel autorotáció során a légsavar forgásiránya megfordul, a belépő- és kilépőél szerepe felcserélődik, ezért alapvető kérdés volt, hogy a profil ebben az üzemállapotban is képes-e számottevő felhajtóerőt létrehozni.

Az eredményeket a 2.6 és 2.7 ábrák mutatják.



2.6. ábra. Az Eppler-E63 profil felhajtóerő tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 10\,000$ Reynolds-szám mellett. A kék pontok az XFOIL referenciaeredményeit mutatják.



2.7. ábra. Az Eppler-E63 profil felhajtóerő tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 50\,000$ Reynolds-szám mellett. A kék pontok az XFOIL referenciaeredményeit mutatják.

A 2.6. ábra alapján megfigyelhető, hogy alacsony Reynolds szám esetén a normál és fordított áramlás mellett kapott karakterisztikák jelentős hasonlóságot mutatnak. Mindkét esetben jól azonosítható a kis állásszögekhez tartozó közel lineáris tartomány, ahol a felhajtóerő tényező az állásszög növekedésével közel arányosan emelkedik. A lineáris szakaszt követően a görbék fokozatosan telítésbe mennek, majd a kritikus állásszög környezetében maximumot érnek el.

Normál áramlás esetén a maximális felhajtóerő tényező $C_L \approx 1,3$ értéknél jelentkezik, amely jól egyezik az XFOIL referenciaeredményeivel. Fordított áramlás esetén a maximális felhajtóerő csak kis mértékben csökken, és továbbra is meghaladja az 1,2 értéket. Ez arra utal, hogy a profil a belépő- és kilépőél szerepének felcserélődése ellenére sem veszíti el alapvető aerodinamikai tulajdonságait.

A nagyobb Reynolds számhoz tartozó eredményeket a 2.7. ábra szemlélteti. Ebben az esetben a karakterisztikák közötti különbségek valamivel hangsúlyosabbak, ugyanakkor a görbék általános alakja továbbra is jelentős hasonlóságot mutat. A felhajtóerő növekedése, a maximum kialakulása és az áteséshez kapcsolódó jelenségek mindkét áramlási irány esetén megfigyelhetők.

A normál áramlás esetén kapott görbe simább lefutású, míg fordított áramlásnál az átesés környezetében nagyobb oszcillációk jelennek meg. Ez arra utal, hogy a leváló örvénystruktúrák és a határréteg viselkedése fordított áramlás esetén kevésbé stabil. A jelenség különösen a 10° és 15° közötti állásszögtartományban figyelhető meg.

A Reynolds szám növekedésével a maximális felhajtóerő tényező értéke mindkét áramlási

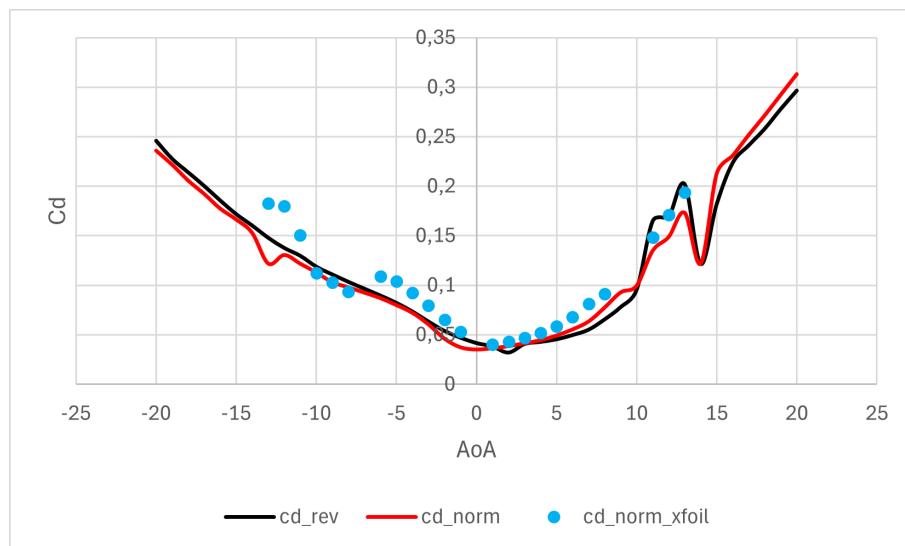
konfiguráció esetén csökken, ugyanakkor a normál és fordított áramlás közötti különbség továbbra is mérsékelt marad. Ez arra utal, hogy a profil fordított üzemmódban is képes jelentős aerodinamikai terhelés létrehozására.

A két Reynolds szám összehasonlítása alapján megállapítható, hogy a fordított áramlás hatása elsősorban nem a maximális felhajtóerő nagyságában, hanem az átesési pont környezetében kialakuló áramlási viszonyokban jelentkezik. A kritikus állásszög helye mindkét esetben hasonló tartományban található, ami arra utal, hogy a leválás mechanizmusa fordított áramlás esetén sem változik meg alapvetően.

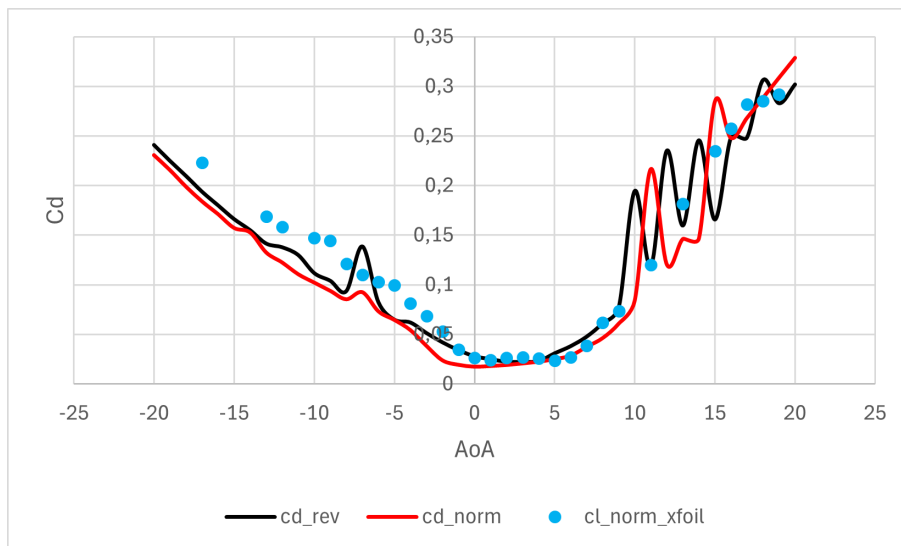
Az eredmények egyik legfontosabb következtetése, hogy az Eppler-E63 profil fordított áramlás esetén is jól definiálható felhajtóerő karakterisztikával rendelkezik. A profil a normál működéshez hasonló nagyságrendű aerodinamikai erőket képes létrehozni, ami fontos előfeltétele annak, hogy a meghajtásvesztett multirotoros UAV-k légsavarjai szélkeréküzemben is számottevő axiális fékezőerőt fejtsenek ki.

Az ellenállási tényező vizsgálata

A felhajtóerő mellett a profil aerodinamikai viselkedésének másik meghatározó jellemzője az ellenállási tényező (C_D). Míg a felhajtóerő tényező vizsgálata arra adott választ, hogy a profil képes-e jelentős aerodinamikai erő létrehozására fordított áramlás esetén, addig az ellenállási tényező elemzése azt mutatja meg, hogy ez milyen veszteségek mellett valósul meg. Az eredményeket a 2.8. és 2.9. ábrák szemléltetik.



2.8. ábra. Az Eppler-E63 profil ellenállási tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 10\,000$ Reynolds szám mellett.



2.9. ábra. Az Eppler-E63 profil ellenállási tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 50\,000$ Reynolds szám mellett.

A kapott eredmények alapján megfigyelhető, hogy mindkét Reynolds szám esetén hasonló jellegű ellenállási karakterisztika alakul ki. Az ellenállási tényező a kis állásszögek tartományában minimális értéket vesz fel, majd az állásszög növekedésével fokozatosan emelkedik. A görbék alakja jól követi a klasszikus szárnyprofilokra jellemző viselkedést.

A 2.8. ábra alapján látható, hogy alacsony Reynolds szám esetén a normál és fordított áramlás karakterisztikái szinte teljes állásszög tartományban közel azonosak. A legkisebb ellenállás mindkét esetben a 0° és 5° közötti tartományban jelentkezik, ahol 0,02 értéket vesz fel. Az állásszög növekedésével az ellenállás fokozatosan emelkedik, míg az átesés környezetében gyors növekedés figyelhető meg.

A nagyobb Reynolds számhoz tartozó eredményeket a 2.9. ábra mutatja. Ebben az esetben az ellenállási tényező minimuma szintén közel azonos helyen jelentkezik, és a normál illetve fordított áramlás görbéi továbbra is jelentős hasonlóságot mutatnak. A legnagyobb eltérések az áteséshez közeli tartományban figyelhetők meg, ahol intenzívebb oszcillációk jelennek meg.

A felhajtóerő karakterisztikákhoz hasonlóan az ellenállási tényező esetében is megfigyelhető, hogy a fordított áramlás elsősorban nem a karakterisztika alapvető alakját változtatja meg, hanem az áramlásleválás környezetében kialakuló, instabil jelenségek erősségét befolyásolja. A Reynolds szám növekedésével ezek a különbségek valamivel hangsúlyosabbá válnak, ugyanakkor a normál és fordított áramlás közötti eltérés továbbra is mérsékelt marad.

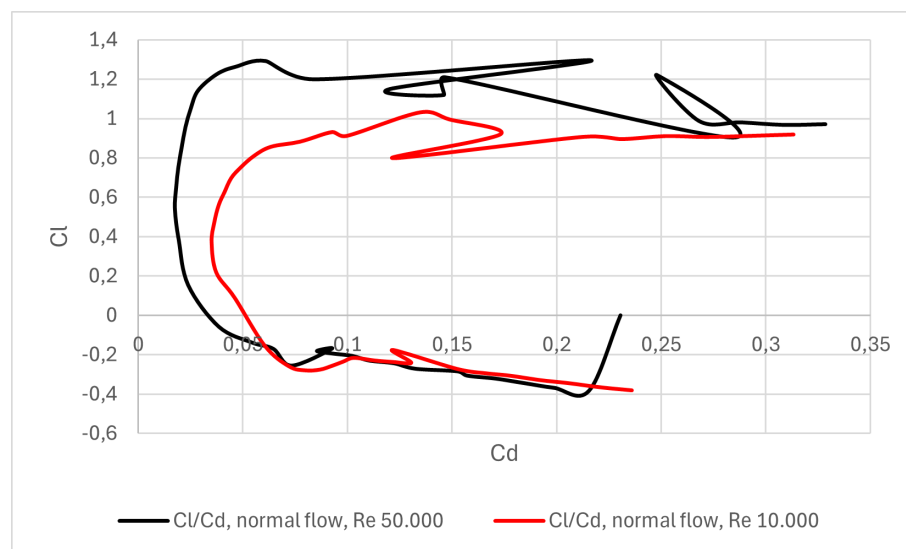
Az eredmények alapján megállapítható, hogy az Eppler-E63 profil fordított áramlás esetén nem szenved drasztikus ellenállás növekedést. A profil veszteségei ugyan növekednek az

átesési tartományban, azonban az ellenállási karakterisztika alapvető jellege megmarad.

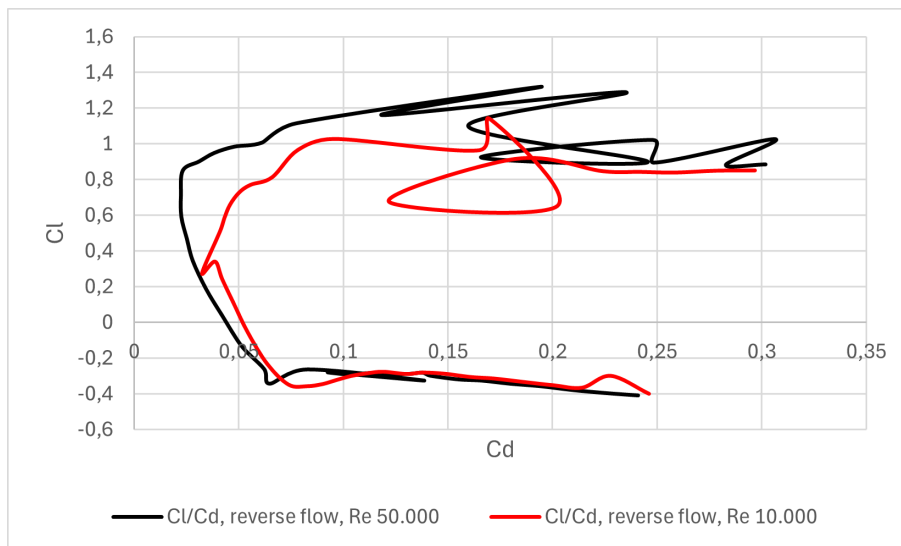
A felhajtóerő–ellenállási erő kapcsolatának vizsgálata

A felhajtóerő- és ellenállási erő tényezők önmagukban csak részleges képet adnak a profil aerodinamikai viselkedéséről. A két mennyiség együttes vizsgálata lehetővé teszi annak értékelését, hogy a profil milyen hatékonysággal képes aerodinamikai erőket létrehozni normál és fordított áramlás esetén. Ennek szemléltetésére az eredmények alapján elkészítettem azokat a polárdiagramokat, amelyek a felhajtóerő tényező és az ellenállási erő tényező kapcsolatát mutatják különböző Reynolds számok mellett.

A normál áramlásra vonatkozó eredményeket a 2.10., míg a fordított áramlás esetén kapott karakterisztikákat a 2.11. ábra mutatja.



2.10. ábra. Az Eppler-E63 profil polárdiagramja normál áramlás esetén különböző Reynolds számok mellett.



2.11. ábra. Az Eppler-E63 profil polárgrammja fordított áramlás esetén különböző Reynolds számok mellett.

A normál áramlás esetén kapott polárgrammok jól mutatják az Eppler-E63 profil kedvező alacsony Reynolds számú tulajdonságait. A kis ellenállási tényezőkhöz viszonylag nagy felhajtóerő tényezők tartoznak, ami a profil jó aerodinamikai hatásfokára utal. A Reynolds szám növekedésével a karakterisztika tovább javul, a görbe balra tolódik, vagyis azonos felhajtóerő kisebb ellenállás mellett állítható elő.

A fordított áramlás esetén kapott eredmények alapján megállapítható, hogy a polárgramm alapvető alakja megmarad. A karakterisztikák továbbra is jól definiált görbéket alkotnak, ami arra utal, hogy a profil a belépő- és kilépőél szerepének felcserélődése ellenére sem veszti el aerodinamikai működőképességét, hasonló tendenciát mutat, mint normál üzemben.

Ugyanakkor a fordított áramlás esetén a karakterisztikák nagyobb szórást és erősebb ingadozásokat mutatnak, különösen magasabb tartományban. Ez összhangban van a korábban bemutatott felhajtó és ellenállási erő tényező görbéken megfigyelhető instabil jelenségekkel. A profil ebben az üzemállapotban érzékenyebbé válik az áramlásleválásra, amely a polárgrammon hurkok formájában jelenik meg.

Megfigyelhető továbbá, hogy a fordított áramlás esetén azonos felhajtóerő létrehozásához általában nagyobb ellenállási tényező tartozik. Ez a profil hatásfokának csökkenésére utal, amely a nem optimális áramlási irányból következik. Ennek ellenére a különbség nem olyan mértékű, hogy a profil aerodinamikai működése megszűnne vagy használhatatlanná válna.

A Reynolds- szám hatása fordított áramlás esetén is egyértelműen megfigyelhető. Az $Re = 50\,000$ esetben a karakterisztikák kedvezőbbek, a nagyobb felhajtóerő kisebb

ellenállás mellett érhető el.

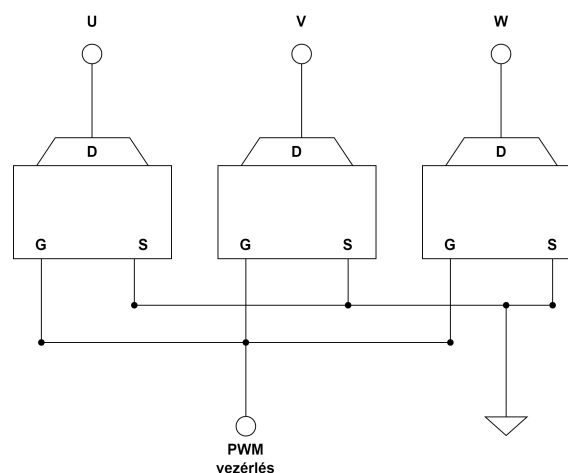
A polárdiagramok elemzése megerősíti a korábbi eredményeket: az Eppler-E63 profil fordított áramlás esetén is képes számottevő felhajtó- és ellenállási erők létrehozására, miközben alapvető aerodinamikai karakterisztikái megmaradnak.

2.9 A dinamikus rövidzáras fékezés elve

Autorotáció közben a BLDC motorok generátoros üzemmódban működnek. A forgórész mozgása következtében a motor tekercseiben feszültség indukálódik, amely megfelelő villamos terhelés alkalmazásával áramot hoz létre. Az így kialakuló áram a Lenz-törvénynek megfelelően a forgás irányával ellentétes elektromágneses nyomatékot eredményez, amely fékezi a rotort.

A rotor fordulatszámának befolyásolására számos megoldás alkalmazható, például a visszatermelt energia akkumulátorba történő visszatáplálása vagy külső ellenálláson történő disszipációja. UAV alkalmazások esetében azonban a tömeg, a költség és a rendszer komplexitása kiemelt jelentőségű tervezési szempont. Ezért olyan megoldás alkalmazása célszerű, amely a meglévő hajtásrendszer elemeinek felhasználásával, minimális hardverigény mellett képes szabályozható fékezőnyomaték létrehozására.

A jelen kutatás során ezért PWM vezérelt dinamikus rövidzáras fékezést alkalmaztam (2.12. ábra). A módszer lényege, hogy a BLDC motor három fázistekercsét nagy teljesítményű MOSFET tranzisztorok segítségével időszakosan rövidre zártam. A rövidzár bekapcsolt állapotában az indukált feszültség áramot hoz létre a tekercsekben, amely elektromágneses fékezőnyomatékot eredményez. A rövidzár megszüntetésekor a rotor ismét közel szabadon foroghat, így a fékezőhatás átlagos értéke a rövidzárási idő szabályozásával változtatható.



2.12. ábra. PWM vezérlésű dinamikus fékezőkapcsolás háromfázisú BLDC motorhoz. Az N-csatornás MOSFET-ek (D: drain, G: gate, S: source) közös PWM vezérlőjellel kapcsolják a motor három fázisát egy közös pontra.

A fékezőnyomaték szabályozását impulzusszélesség modulációval (PWM) valósítottam meg. A PWM kitöltési tényezőjének növelésével nő a rövidzáras átlagos időtartama, így a motor tekercseiben nagyobb átlagos áram alakul ki, amely nagyobb elektromágneses fékezőnyomatékot eredményez. Ennek következtében csökken a rotor fordulatszáma. Alacsony kitöltési tényező esetén a rotor közel szabadon forog, míg magas kitöltési tényező mellett jelentős fékezőhatás érvényesül.

A dinamikus rövidzáras fékezés egyik legfontosabb előnye, hogy megvalósításához nincs szükség külön mechanikai fékrendszerre, mozgó alkatrészekre vagy kiegészítő energiaelnyelő berendezésekre. A fékezőhatás kizárólag a meglévő hajtásrendszer és néhány teljesítményelektronikai kapcsolóelem felhasználásával létrehozható. Ez a megoldás tömeg-, költség- és energiahatékony módon teszi lehetővé a rotor fordulatszámának szabályozását, ezért különösen alkalmas lehet az UAV-k vészhelyzeti süllyedésének mérséklésére.

2.10 A kísérleti mérőrendszer és vizsgálati módszer

A dinamikus rövidzáras fékezés hatásának vizsgálatához olyan mérőrendszert alakítottam ki, amely lehetővé tette a multirotoros UAV légcsavarok autorotációs, illetve szélkeréküzemű állapotának reprodukálását. A mérések célja annak meghatározása volt, hogy a rotor fordulatszáma, a csúcssebességárány és a kialakuló axiális aerodinamikai fékezőerő között milyen kapcsolat áll fenn, valamint hogy a dinamikus fékezés milyen mértékben képes befolyásolni ezt az összefüggést.

A méréseket szabályozott légáramlást biztosító szélcsatornában végeztem. A vizsgált légcsavarokat egy BLDC motorra szereltem, amely normál hajtási üzem helyett generátoros üzemmódban működött. A rotor tengelyirányú erőit erőmérő cella mérte, míg a fordulatszám meghatározása külön fordulatszám-mérő rendszer segítségével történt. A mérési adatok rögzítését adatgyűjtőrendszer végezte.

A mérőrendszer fő egységei:

- szélcsatorna,
- vizsgált légcsavar,
- 930 kV BLDC motor,
- PWM-vezérelt dinamikus rövidzáras fékezőáramkör,
- axiális erő mérésére szolgáló erőmérő cella,
- fordulatszám mérő,
- adatgyűjtő és kiértékelő egység.

A kísérletek során négy különböző, azonos átmérőjű, de eltérő geometriai kialakítású UAV légcsavart vizsgáltam:

- APC 9x3.8SF,
- APC 9x4.7SF,
- APC 9x6SF,
- APC 9x7.5E.

A kiválasztásnak célja az volt, hogy a profil és az emelkedés milyen hatással van az optimális csúcssebességarányra, illetve az elérhető maximális aerodinamikai fékezőerőre.

A mérések során a szélcsatorna légsebességét előre meghatározott értékekre állítottam. Minden légsebesség esetén fokozatosan növeltem a fékező PWM kitöltési tényezőjét, ezáltal a rotor fordulatszáma és csúcssebességaránya széles tartományban változott. Minden értéket a mérés során a rendszer állandósult állapotának kialakulása után rögzítettem:

- a légsebességet,
- a rotor fordulatszámát,
- a PWM kitöltési tényezőjét,
- az axiális aerodinamikai fékezőerőt.

A rotor aerodinamikai állapotának jellemzésére minden mérési pontra meghatároztam a csúcssebességarányt a (2.9) egyenlet alapján, így minden üzemi ponthoz az alábbi adathalmaz állt rendelkezésre:

$$[F, n, V, PWM, \lambda],$$

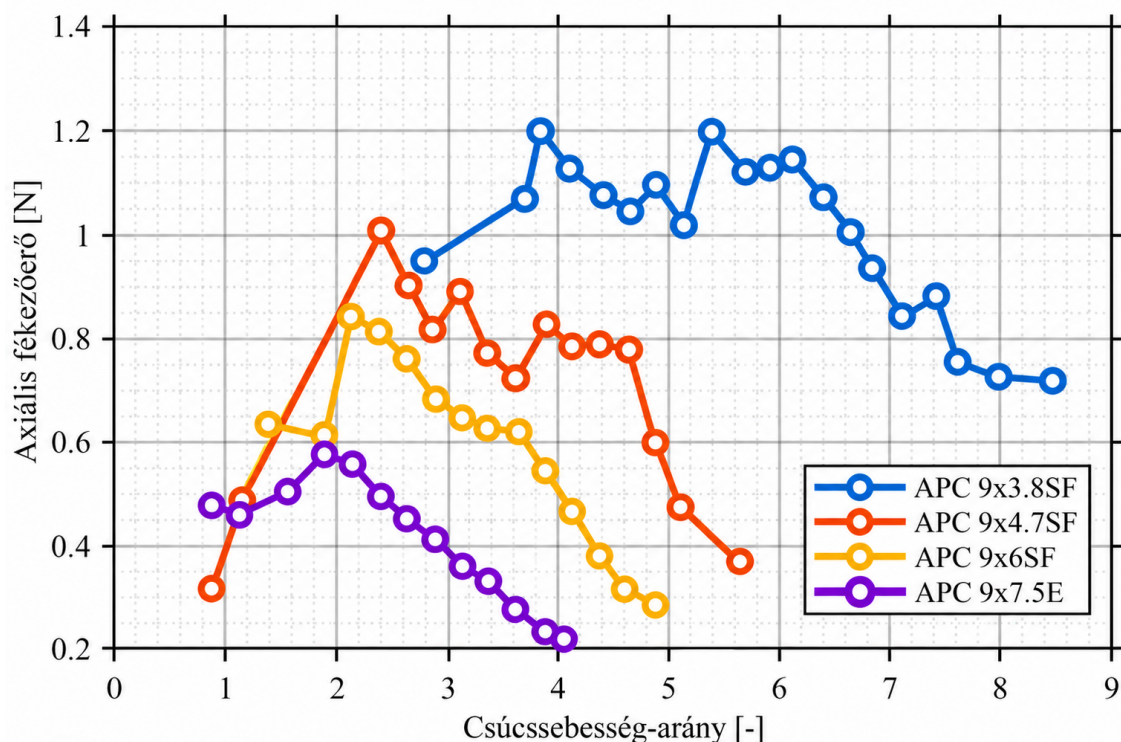
ahol F az axiális fékezőerőt [N], n a rotor fordulatszámát [RPM], V a légsebességet [m/s], PWM a fékezőjel kitöltési tényezőjét, míg λ a számított csúcssebességarányt jelöli.

2.11 Mérési eredmények

Az adatfeldolgozás során minden mérési pontra meghatároztam a TSR-t, majd elemeztem annak kapcsolatát a rotor által létrehozott fékezőerővel. Ezt követően meghatároztam azokat az üzemi pontokat, amelyekben az adott légcsavar maximális axiális fékezőerőt hozott létre.

2.11.1 Axiális fékezőerő a csúcssebességarány függvényében

A mérési zaj és a pontszerű szórás csökkentése érdekében a TSR-tartományt azonos szélességű intervallumokra osztottam, majd minden intervallumban meghatároztam az átlagos axiális fékezőerőt.



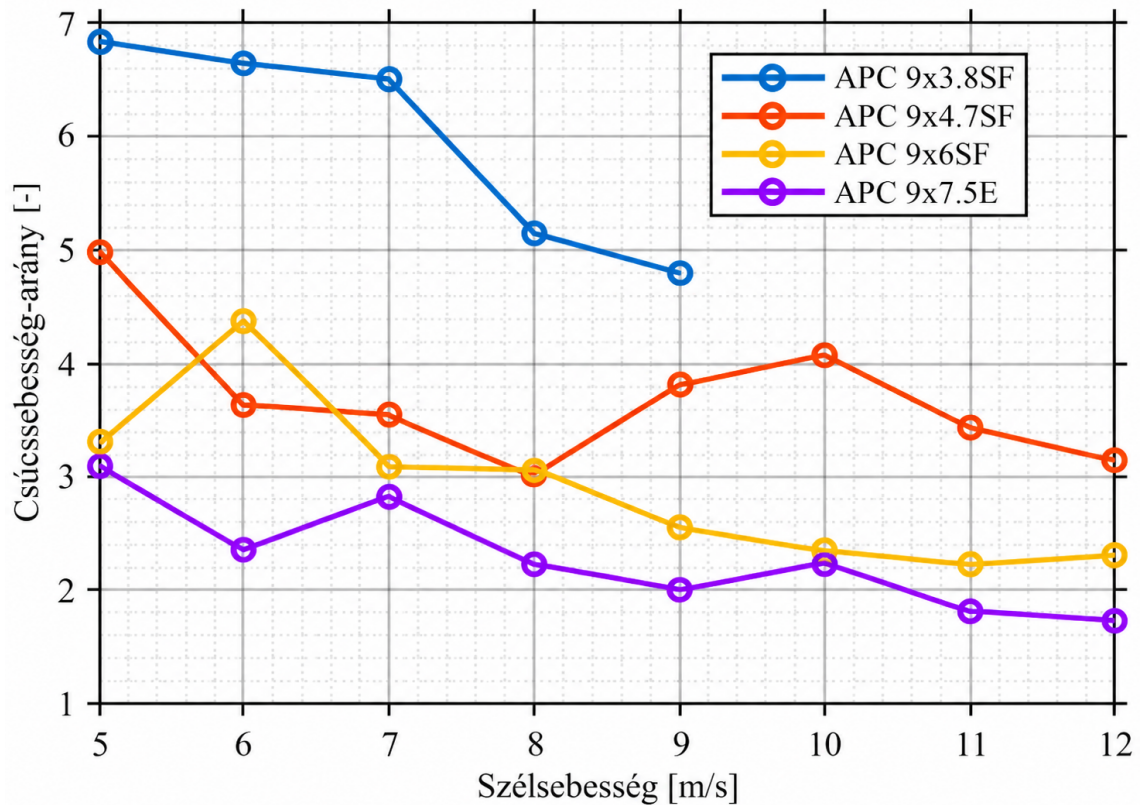
2.13. ábra. Az axiális fékezőerő átlagértéke a csúcssebességarány függvényében. A görbék a mérési pontok TSR szerinti csoportosításával és $\Delta TSR = 0.25$ szélességű intervallumokban végzett átlagolással készültek.

A 2.13. ábra mutatja a különböző légsavarak esetében kapott görbéket. Az eredmények alapján megállapítható, hogy az axiális fékezőerő egyik vizsgált légsavar esetében sem monoton függvénye a csúcssebességaránynak. Minden légsavar esetében jól azonosítható egy olyan TSR-tartomány, amelyben a rotor által létrehozott axiális fékezőerő eléri a maximumot.

A görbék alakja összhangban van a megfogalmazott hipotézissel. Nagy csúcssebességarány esetén a rotor aerodinamikai terhelése viszonylag alacsony, míg alacsony TSR esetén a lapátelelemek kedvezőtlen áramlási viszonyok közé kerülhetnek. A maximális fékezőerő ezek között egy köztes üzemi tartományban alakul ki.

2.11.2 Az optimális csúcssebességarány meghatározása

Minden vizsgált szélssebesség esetén meghatároztam azt az üzemi pontot, amelyhez a legnagyobb axiális fékezőerő tartozott.



2.14. ábra. A maximális axiális fékezőerőhöz tartozó csúcssebességarány a szélssebesség függvényében. Minden pont az adott szélssebességnél mért legnagyobb axiális fékezőerőhöz tartozó TSR értéket jelöli.

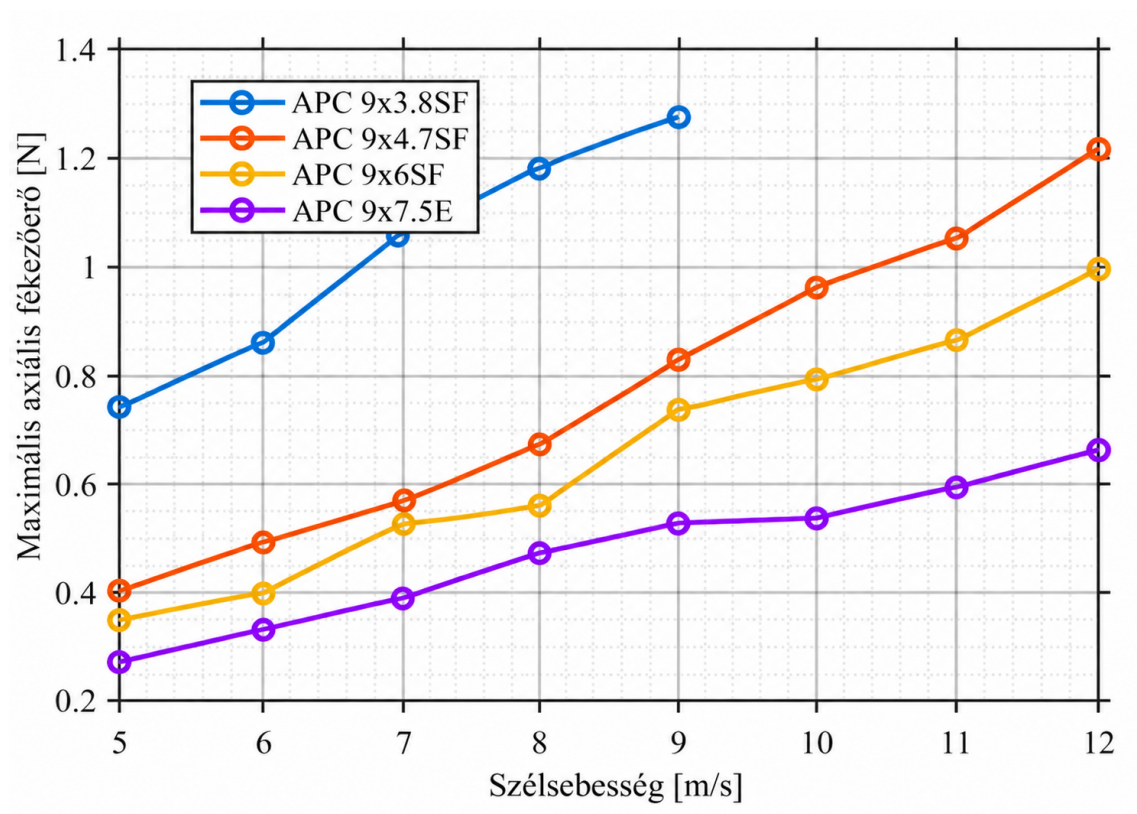
Az így kapott optimális csúcssebességarányokat a 2.14. ábra mutatja. Az eredmények alapján megfigyelhető, hogy adott légsavár esetén az optimális TSR a teljes vizsgált szélssebesség tartományban viszonylag szűk intervallumban változik. Ez arra utal, hogy a maximális fékezőerő kialakulása elsősorban a rotor aerodinamikai állapotához kapcsolódik, és csak másodlagosan függ a beáramlási sebességtől.

Az eredmények tehát alátámasztják, hogy a maximális axiális fékezőerőhöz egy adott légsavarra jellemző optimális csúcssebességarány tartomány rendelhető.

2.11.3 Maximális axiális fékezőerő

A maximális axiális fékezőerő szélssebesség szerinti változását a 2.15. ábra mutatja.

A vizsgált légsavarak között jelentős különbségek figyelhetők meg. A kisebb emelkedésű



2.15. ábra. A maximális mért axiális fékezőerő változása a szélsebesség függvényében a vizsgált légcsavarak esetén. A pontok minden szélsebességnél a legnagyobb mért fékezőerőt reprezentálják.

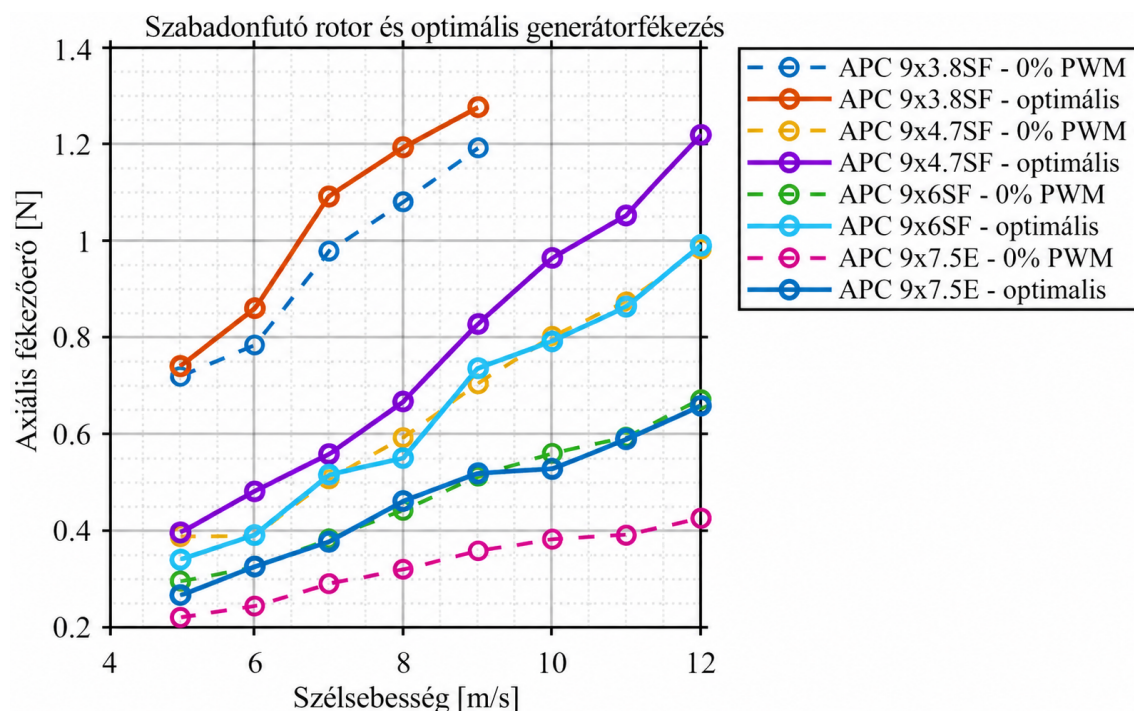
légcsavarok a teljes vizsgált tartományban nagyobb axiális fékezőerőt hoztak létre, mint a nagyobb emelkedésű.

A legnagyobb érték az APC 9x3.8SF esetében jelentkezett, míg a legkisebb az APC 9x7.5E légcsavar szolgáltatta.

Az eredmények arra utalnak, hogy a kisebb emelkedésű légcsavarok kedvezőbb aerodinamikai tulajdonságokkal rendelkeznek a vizsgált zuhanási üzemi állapotban.

2.11.4 Szabadon forgó és optimális üzemi állapot összehasonlítása

A szabadon forgó rotor állapotát a fékezés nélküli mérési pontok reprezentálták. Az optimális üzemi állapotot minden szélesség esetén a legnagyobb axiális fékezőerőt eredményező mérési pontként definiáltam.



2.16. ábra. A szabadon forgó rotor és az optimális dinamikus rövidzáras fékezési állapot összehasonlítása.

Az eredményeket a 2.16. ábra mutatja. A dinamikus rövidzáras fékezés minden vizsgált légcsavar esetében növelte a rotor által létrehozott axiális fékezőerőt a szabadon forgó állapothoz képest.

A javulás mértéke azonban jelentős különbséget mutatott az egyes légcsavarok között. A kisebb emelkedésű légcsavarok már szabadon forgó állapotban is jelentős fékezőerőt hoztak létre, ezért ezeknél a szabályozott fékezés relatív hatása kisebb volt. A nagyobb emelkedésű légcsavarok esetében a szabályozott fékezés nagyobb arányú javulást eredményezett,

azonban abszolút értékben továbbra is kisebb fékezőerőt biztosítottak.

2.11.5 Mérési eredmények összefoglalása

A mérési eredmények alapján két fontos következtetés fogalmazható meg.

Először, az axiális aerodinamikai fékezőerő nem monoton függvénye a csúcssebességarány-nak. Minden vizsgált légcsavar esetében létezik egy jól meghatározható csúcssebességarány tartomány, amelyben a fékezőerő maximumot ér el, annak ellenére, hogy a vizsgált légcsavarokat eredetileg hajtott üzemre tervezték.

Másodszor, a maximális axiális fékezőerő nem a szabadon forgó állapothoz és nem a maximális elektromos fékezéshez tartozik. A legnagyobb fékezőerő minden esetben egy köztes rotorüzemi állapotban alakult ki, amely meghatározott csúcssebességarány tartománynak felelt meg.

Az eredmények azt mutatják, hogy a meghajtásvesztett quadcopter rotorok axiális aerodinamikai fékezőereje jól értelmezhető a csúcssebességarány függvényében. A mérések alapján a maximális fékezőerő nem a maximális elektromos fékezéshez, hanem egy jól meghatározható aerodinamikai üzemi állapothoz kapcsolódik.

A megfigyelt TSR-optimum összhangban áll a szélhajtású rotorok és szélturbinák esetében ismert aerodinamikai viselkedéssel, ugyanakkor ez a vizsgálat azt mutatta meg, hogy hasonló optimum a fix állásszögű, meghajtásvesztett UAV légcsavarok axiális fékezőereje szempontjából is kimutatható a rotorok fordulatszámának szabályozásával.

2.12 Terminális zuhanási sebesség becslése

A mért rotor fékezőerő görbék alapján becsülhető a multirotor jármű terminális zuhanási sebessége. A számítás célja annak meghatározása volt, hogy az optimális csúcssebességarányhoz tartozó dinamikus rövidzáras fékezés milyen mértékben képes csökkenteni a várható zuhanási sebességet és ezáltal a becsapódási energiát.

A számítás során a rotorok által létrehozott aerodinamikai fékezőerőt és a járműtest légellenállását együttesen vettem figyelembe.

2.12.1 Számítási modell

A rotor által létrehozott axiális fékezőerő és a beáramlási sebesség közötti kapcsolat meghatározásához a mérési pontokra hatványfüggvényt illesztettem. A mérési eredmények alapján a rotor axiális fékezőereje jó közelítéssel az alábbi alakban írható le:

$$F_{prop}(V) = aV^b \quad (2.10)$$

ahol F_{prop} egy rotor axiális fékezőereje [N], V a beáramlási sebesség [m/s], míg a és b az illesztett paraméterek.

A hatványfüggvény paramétereinek meghatározásához a mérési adatokat logaritmikus transzformációnak vettem alá. Mindkét oldal természetes alapú logaritmusát véve:

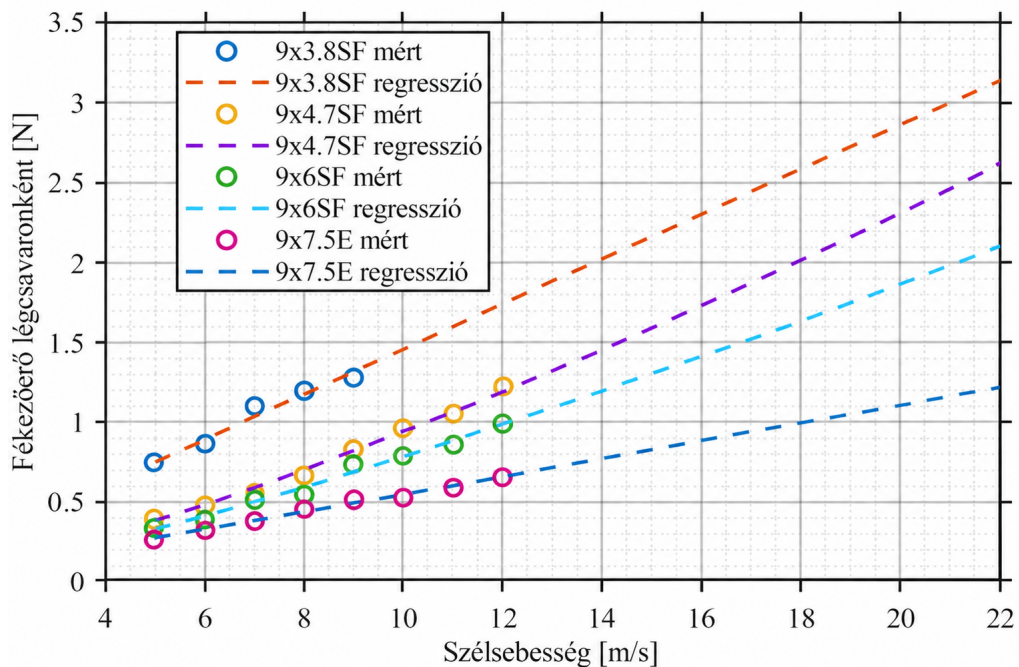
$$\ln(F_{prop}(V)) = \ln(aV^b) \quad (2.11)$$

A logaritmus azonosságait felhasználva:

$$\ln(F_{prop}(V)) = \ln(a) + b \ln(V) \quad (2.12)$$

Ez az összefüggés lineáris kapcsolatot ír le a $\ln(V)$ és $\ln(F_{prop})$ változók között, ezért a transzformált mérési pontokra lineáris regressziót illesztettem. A regressziós egyenes meredeksége a b kitevőt, míg tengelymetszete a $\ln(a)$ értéket adja.

A mért és illesztett görbéket a 2.17. ábra mutatja, míg az egyes légsavarakhoz tartozó illesztési paramétereket a 2.2. táblázat foglalja össze.



2.17. ábra. A mért rotor fékezőerő adatok és a hatványfüggvényes illesztések

A meghatározott illesztési paraméterek felhasználásával a rotor fékezőereje a vizsgált sebességtartományban becsülhető, így a modell alkalmas a terminális zuhanási sebesség

2.2. táblázat. A hatványfüggvény-illesztés paraméterei optimális fékezés esetén

Légcsavar	a	b
APC 9x3.8SF	0,1552	0,9740
APC 9x4.7SF	0,0463	1,3066
APC 9x6SF	0,0436	1,2551
APC 9x7.5E	0,0530	1,0148

meghatározására.

A terminális zuhanási sebességet az erőegyensúly feltételéből határoztam meg. Terminális állapotban a gravitációs erő egyensúlyban van a rotorok által létrehozott aerodinamikai fékezőerővel és a járműtest légellenállási erejével:

$$mg = 4F_{prop}(V) + \frac{1}{2}\rho C_D AV^2 \quad (2.13)$$

, ahol:

- m : a quadcopter tömege [kg],
- g : a gravitációs gyorsulás [m/s^2],
- $F_{prop}(V)$: egy rotor axiális fékezőereje [N],
- ρ : a levegő sűrűsége [kg/m^3],
- C_D : a quadcopter légellenállási tényezője [-],
- A : a quadcopter referenciafelülete [m^2],
- V : a süllyedési sebesség [m/s].

A rotorerő közelítő összefüggését behelyettesítve:

$$mg = 4aV^b + \frac{1}{2}\rho C_D AV^2 \quad (2.14)$$

Az így kapott nemlineáris egyenlet numerikus megoldásával meghatározható a terminális zuhanási sebesség.

A számítás során $m = 1 \text{ kg}$ tömegű, 9 colos légcsavarokkal szerelt négyrotoros konfigurációt feltételeztem. A járműtest légellenállását az összevont $C_D A = 0,025 \text{ m}^2$, a levegő sűrűségét $\rho = 1,225 \text{ kg/m}^3$, a gravitációs gyorsulást pedig $g = 9,80665 \text{ m/s}^2$ értékkel vettem figyelembe.

2.12.2 Szabadon forgó és optimális TSR-hez tartozó állapot

A terminális sebességet minden légcsvár esetében két állapotra határoztam meg. Az első eset a szabadon forgó rotor állapota volt, amelyhez a fékezés nélküli mérési pontok tartoztak. A második esetben minden szélsősebességnél az adott légcsvár maximális axiális fékezőerejéhez tartozó, vagyis az optimális TSR-tartományban kialakuló üzemi állapotot vettem figyelembe.

A két vizsgált fékezőerő karakterisztika:

$$F_0(V) = F(V, \text{free}) \quad (2.15)$$

$$F_{opt}(V) = \max F(V, \lambda) \quad (2.16)$$

ahol $F_0(V)$ a szabadon forgó rotor fékezőerő görbéje, míg $F_{opt}(V)$ az optimális csússsebességárányhoz tartozó maximális fékezőerő görbe.

2.12.3 Eredmények

A terminális zuhanási sebességből a becsapódási energia a következő összefüggéssel számítható:

$$E_k = \frac{1}{2} m V_{term}^2 \quad (2.17)$$

A számított terminális sebességeket és becsapódási energiákat a 2.3. és 2.4. táblázat, illetve a 2.18. ábra foglalja össze.

2.3. táblázat. Terminális zuhanási sebesség			
Légcsvar	Szabadon forgó [m/s]	Optimális TSR esetén [m/s]	Csökkenés [%]
APC 9x3.8SF	13,63	12,66	7,1
APC 9x4.7SF	16,53	14,99	9,3
APC 9x6SF	19,20	16,24	15,4
APC 9x7.5E	21,53	19,08	11,4

Az eredmények alapján az optimális TSR-hez tartozó dinamikus rövidzáras fékezés minden vizsgált légcsvár esetében csökkentette a becsült terminális zuhanási sebességet. A sebességcsökkenés mértéke 7,1–15,4% között változott, légcsvartól függően.

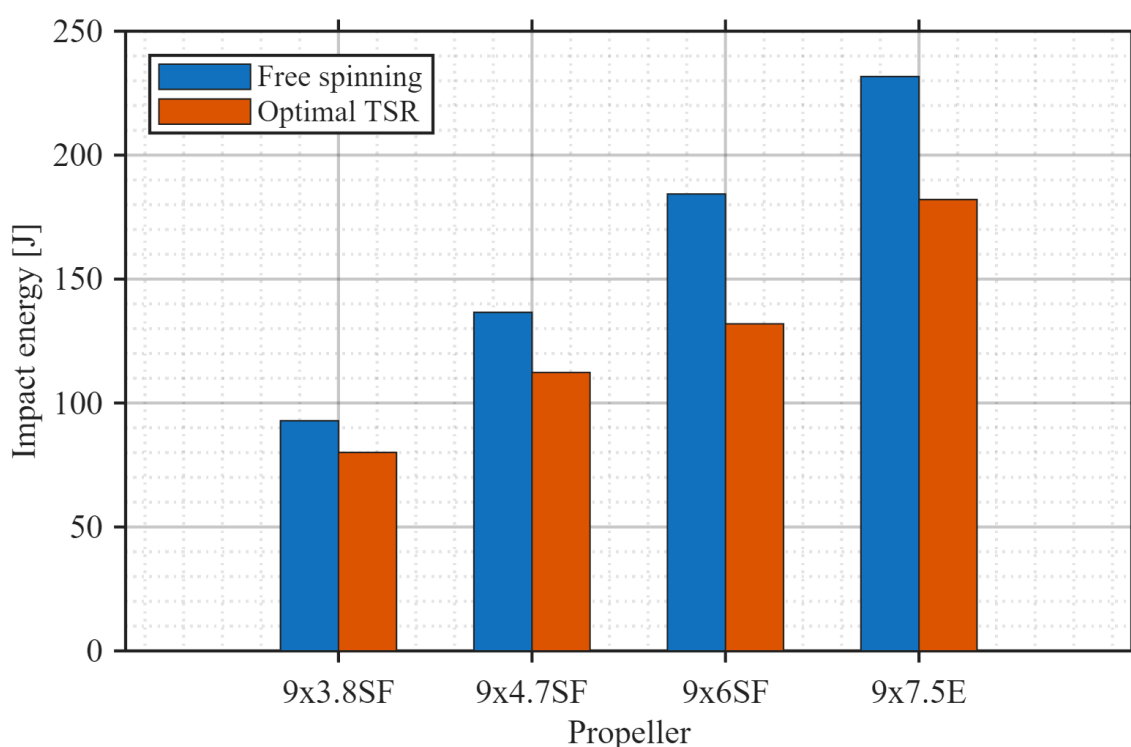
Mivel a becsapódási energia a sebesség négyzetével arányos, a sebesség mérsékelt csökkenése is jelentősebb energiacsökkenést eredményezett. A becsült becsapódási energia

2.4. táblázat. Becsapódási energia

Légcsavar	Szabadon forgó [J]	Optimális TSR esetén [J]	Csökkenés [%]
APC 9x3.8SF	92,85	80,07	13,8
APC 9x4.7SF	136,59	112,33	17,8
APC 9x6SF	184,33	131,94	28,4
APC 9x7.5E	231,71	182,09	21,4

csökkenése 13,8–28,4% között alakult.

A legnagyobb relatív javulás az APC 9x6SF légcsavar esetében adódott, ahol az optimális TSR-hez tartozó fékezési állapot a terminális sebességet $19,2 \text{ m/s}$ értékről $16,24 \text{ m/s}$ értékre, a becsapódási energiát pedig $184,33 \text{ J}$ értékről $131,94 \text{ J}$ értékre csökkentette.



2.18. ábra. A becsült becsapódási energia összehasonlítása szabadon forgó és optimális TSR-hez tartozó fékezési állapot esetén. Az optimális TSR minden vizsgált légcsavar esetében csökkentette a becsapódási energiát.

A számított eredmények alapján a légcsavar geometriája jelentős hatással van a várható terminális zuhanási sebességre. Ez összhangban áll a szélhajtású rotorok ismert aerodinamikai viselkedésével, mivel a lapát emelkedése, felülete és profilkialakítása meghatározza a kialakuló helyi támadási szögeket és terheléseloszlást.

Az eredmények arra utalnak, hogy a dinamikus fékezés hatékonysága és a maximális axiális fékezőerőhöz tartozó optimális TSR értéke egyaránt függ a légcsavar geometriai kialakításától.

2.13 Konklúzió

A kutatás célja annak vizsgálata volt, hogy a hajtáslánc meghibásodása esetén a multi-rotoros UAV-k rotorain alkalmazott dinamikus rövidzáras fékezés miként befolyásolja a rotorok aerodinamikai fékezőképességét, valamint hogy létezik-e olyan csúcssebességarány tartomány, amely maximális axiális fékezőerőt eredményez.

A szélcsatornás mérések során négy különböző 9 colos légcsavar esetében meghatároztam a rotor fordulatszámát, a létrejövő axiális fékezőerőt és az ezekből számított csúcssebességarányt különböző légsebességek és fékezési szintek mellett.

Az eredmények alapján megállapítható, hogy az axiális fékezőerő nem monoton függvénye a csúcssebességaránynak. Minden vizsgált légcsavar esetében jól meghatározható optimális TSR-tartomány alakult ki, amelyben a rotor a maximális axiális fékezőerőt hozta létre.

A terminális zuhanási sebesség becslése alapján az optimális TSR-hez tartozó dinamikus rövidzáras fékezés minden vizsgált légcsavar esetében csökkentette a várható zuhanási sebességet. A becsült terminális sebesség csökkenése 7,1–15,4%, míg a becsapódási energia csökkenése 13,8–28,4% között alakult.

A legnagyobb javulást az APC 9x6SF légcsavar esetében figyeltem meg, ahol az optimális fékezési állapot a becsült terminális sebességet 19,2 m/s értékről 16,24 m/s értékre, a becsapódási energiát pedig 184,33 J értékről 131,94 J értékre csökkentette.

Kiemelendő, hogy a fékezőhatás a multirotor hajtásrendszerének meglévő elemeivel valósítható meg. A dinamikus rövidzáras fékezés nem igényel külön mechanikus fékrendszert, kiegészítő aerodinamikai felületeket, ejtőernyős mentőrendszert vagy tartalék hajtási teljesítményt. A megoldás a meglévő hajtásrendszer elemeivel megvalósítható, jelentős tömeg-, térfogat- vagy energiaigény többlet nélkül.

Fontos ugyanakkor hangsúlyozni, hogy a bemutatott fékezési stratégia hatása nem hasonlítható össze a dedikált ejtőernyős mentőrendszerek által biztosított zuhanáslassítással. A mért eredmények alapján a módszer elsősorban a zuhanási sebesség és a becsapódási energia mérséklésére alkalmas, nem pedig a zuhanás teljes megakadályozására.

Az eredmények értelmezése során figyelembe kell venni, hogy a szélcsatorna-mérések és a terminális sebesség becslése közel axiális beáramlási feltételeket feltételez. A modell azt az esetet írja le, amikor a rotorok forgástengelye a relatív légáramlással közel párhuzamos marad, és a rotorok továbbra is stabil szélhajtású üzemállapotban működnek.

Valós vészhelyzeti esemény során azonban a jármű instabil mozgásállapotba kerülhet, amely forgó, kaotikus mozgást eredményezhet. Ilyen esetekben a rotorokra ható légáramlás jelentősen eltérhet a vizsgált axiális beáramlási feltételektől, ami a létrejövő aerodinamikai fékezőerő csökkenését eredményezheti. A bemutatott eredmények ezért elsősorban kedvező

beáramlási viszonyok mellett értelmezhetők, és valós repülési körülmények közötti kísérleti validációt igényelnek.

Összességében a bemutatott eredmények azt mutatják, hogy a csúcssebességárány-alapú dinamikus rövidzáras fékezés alkalmas lehet a meghajtásvesztett multirotoros UAV-k zuhanási sebességének és becsapódási energiájának mérséklésére. Bár a módszer nem helyettesíti a dedikált vészhelyzeti mentőrendszereket, a meglévő hajtásrendszer elemeinek felhasználásával képes mérhető aerodinamikai fékezőhatást létrehozni, így kiegészítő biztonsági funkcióként alkalmazható lehet.

2.14 Tézis kimondása

***1.2. tézis** – Kimutattam, hogy a fix állásszögű multirotoros légcsavaroknak autorotációs üzemmódban kialakuló aerodinamikai fékezőhatása dinamikus fékezéssel növelhető, mivel a maximális fékezőerő nem a szabadon forgó vagy a maximálisan fékezett állapothoz, hanem egy légcsavar geometriától függő optimális lapátcsúcs-sebességhez tartozik [S2][S3].*

3 RFPT-alapú pályakövető szabályozó robusztusságának növelése a kinematikai blokk fejlesztésével és paraméter-optimalizálással

A multirotoros UAV-k elterjedésével párhuzamosan a szabályozási módszerek is jelentős fejlődésen mentek keresztül. A rendszer dinamikája erősen nemlineáris, a transláció és rotációs mozgások szorosan csatoltak, továbbá a működés során számos olyan hatás jelentkezik, amelyet a matematikai modell csak korlátozott pontossággal képes leírni. A modellparaméterek bizonytalansága, a külső környezeti hatások, az aerodinamikai kölcsönhatások, valamint az aktuátorok nemideális viselkedése egyaránt hozzájárulnak ahhoz, hogy a valós rendszer viselkedése eltérjen a tervezés során alkalmazott modelltől. Ezen tényezők következtében a hagyományos szabályozási megoldások teljesítménye jelentősen romolhat, különösen olyan esetekben, amikor a rendszert nagy impulzusú külső zavarások érik.

A pályakövetési feladatok során különösen fontos követelmény, hogy a jármű ne csak ideális körülmények között legyen képes a referenciapálya pontos követésére, hanem váratlan külső behatások esetén is megőrizze stabilitását és képes legyen visszatérni az előírt trajektóriára. Az autonóm rendszerek gyakorlati alkalmazhatóságát elsősorban nem az ideális körülmények között elért követési pontosság határozza meg, hanem az a képesség, hogy mennyire képesek kezelni a valós környezetben fellépő modellbizonytalanságokat és külső zavarásokat.

A modellbizonytalanságok kezelésére számos adaptív és robusztus szabályozási módszer jelent meg a szakirodalomban. Ezek közé tartozik a J. K. Tar által kidolgozott Robusztus Fix Pont Transzformáció (Robust Fixed Point Transformation – RFPT) alapuló módszer is, amely egy iteratív deformációs mechanizmus segítségével korrigálja a szabályozási bemenetet a kívánt és a tényleges rendszerválasz eltérése alapján [16, 17]. Az RFPT egyik jelentős előnye, hogy alkalmazása nem igényel explicit paraméterbecslést vagy bonyolult adaptációs törvények kialakítását. A módszer képes a modellhibákból és paraméterbizonytalanságokból származó eltérések mérséklésére, miközben a szabályozási struktúra viszonylag egyszerű marad. Az RFPT módszer kutatása ugyanakkor napjainkban is aktív terület: az eredeti algoritmus továbbfejlesztésére és különböző nemlineáris, alulaktuált, illetve bizonytalan rendszerekre történő kiterjesztésére számos új megközelítés született az elmúlt években, többek között a gyorsabb konvergenciát és a robusztusság növelését célzó iterációs gyorsítási eljárások alkalmazásával [19, 54–58].

Korábbi kutatások igazolták az RFPT módszer alkalmazhatóságát különböző nemlineáris rendszerek, illetve quadcopter szabályozása esetén is. A publikált megoldás ugyanakkor

a hagyományos RFPT architektúrát alkalmazza, amelyben a kinematikai réteg PID szerű hibadinamikára épül [18].

Az RFPT szabályozási architektúra egyik fontos tulajdonsága, hogy a kinematikai és dinamikai réteg egymástól jól elkülönül. A kinematikai blokk feladata a kívánt gyorsulások vagy céldinamika előállítása, míg a deformációs blokk a modell és a valós rendszer közötti eltérések kompenzálását végzi. Ez a felépítés lehetővé teszi a kinematikai blokk önálló módosítását anélkül, hogy az algoritmus alapvető működését meg kellene változtatni, így különböző kinematikai szabályozási elvek ugyanazon adaptív RFPT struktúrában hasonlíthatók össze.

Az RFPT működése fixpont iteráción alapul, amelynek konvergenciája csak egy meghatározott tartományban garantálható. Jelentős modellhibák vagy nagy impulzusú külső zavarások hatására a kinematikai blokk által előállított kívánt gyorsulások nagymértékben megnőhetnek, aminek következtében az RFPT iteráció kikerülhet abból a tartományból, ahol a fixponti konvergencia biztosított. Ilyen esetben az iteráció konvergenciája leromolhat, szélsőséges esetben pedig divergencia is kialakulhat.

A fixponti iteráció konvergenciájának megőrzése érdekében ezért célszerű olyan kinematikai szabályozási módszereket alkalmazni, amelyek nagyobb robusztusságot biztosítanak jelentős modellbizonytalanságok és külső zavarások esetén. Mivel a kinematikai blokk állítja elő a kívánt gyorsulásokat, annak dinamikája közvetlenül befolyásolja, hogy a rendszer milyen gyorsan és mekkora hibák mellett képes visszajuttatni az RFPT iterációját a fixpont konvergenciatartományába. Ennek alapján gondoltam indokoltnak megvizsgálni, hogy a hagyományosan alkalmazott PID szerű kinematikai blokk robusztusabb szabályozási módszerekkel helyettesíthető-e.

A csúszómód alapú szabályozási módszerek (Sliding Mode Control – SMC) régóta ismert és széles körben alkalmazott robusztus szabályozási eljárások [59]. Legfontosabb előnyük, hogy megfelelően megválasztott csúszófelület alkalmazásával a zárt rendszer viselkedése nagymértékben függetleníthető a modellparaméterek bizonytalanságától és a külső zavarásoktól [60–63]. Ennek következtében a szabályozó nagy hibák esetén is gyorsan a kívánt pályára képes kényszeríteni a rendszert, ami kedvezően befolyásolhatja az RFPT fixponti iterációjának konvergenciáját. Ezt a megközelítést már a [19] munkában is alkalmazták.

A terminális csúszómód szabályozás (Terminal Sliding Mode Control – TSMC) az SMC továbbfejlesztett változata, amely nemlineáris csúszófelület alkalmazásával véges idejű hibakonvergenciát biztosít. Ennek eredményeként a szabályozási hiba a klasszikus csúszómód szabályozáshoz képest gyorsabban csökkenthető, különösen nagy kezdeti szabályozási hibák és jelentős külső perturbációk esetén [64–68].

Ez alapján feltételezhető, hogy az SMC-, illetve TSMC-alapú kinematikai blokkok

alkalmazása növelheti az RFPT szabályozási struktúra robusztusságát és csökkentheti annak kockázatát, hogy az RFPT iteráció kikerüljön a fixpont konvergenciatartományából.

A szakirodalom áttekintése alapján nem található olyan átfogó vizsgálat, amely quadcopter pályakövetési feladat esetén közvetlenül összehasonlíttaná a PID-, SMC- és TSMC-alapú kinematikai blokkok RFPT szabályozási struktúrában történő alkalmazását, különös tekintettel a nagy impulzusú külső zavarásokkal szembeni robusztusságra. Ez a kutatási rés indokolta a jelen vizsgálat elvégzését.

Kutatásom célja annak meghatározása volt, hogy az RFPT szabályozási struktúrában alkalmazott PID-szerű kinematikai blokk csúszómód alapú (SMC), illetve terminális csúszómód alapú (TSMC) megoldásokkal történő helyettesítése milyen mértékben képes növelni a quadcopter pályakövető rendszerének robusztusságát. A robusztusság vizsgálatát nagyszámú Monte Carlo szimuláció segítségével végeztem el, amelyek során a rendszert nagy impulzusú külső zavarások érték [69, 70]. A kutatás alapfeltevése az volt, hogy a csúszómód alapú kinematikai blokkok által biztosított robusztus hibadinamika az RFPT adaptációs mechanizmusával kombinálva nagyobb robusztusságot, magasabb sikerességi arányt és jobb zavaráselutasító képességet eredményez, mint a hagyományos PID-szerű kinematikai megoldás.

3.1 A quadcopter matematikai modellje

A vizsgált rendszer egy merev testként modellezett négyrotoros légi jármű, amelynek mozgását hat szabadságfok jellemzi. A quadcopter helyzetét a földhöz rögzített inercia-rendszerben definiált pozícióvektor, míg orientációját kvaternióreprezentáció írja le [71].

Legtöbb esetben Euler-szög alapú orientáció reprezentációt használnak. Ennek hátránya, hogy a szögsebességek és az orientáció közötti transzformációban a *pitch* szög $\theta = \pm 90^\circ$ környezetében szingularitás alakulhat ki, mivel $\tan(\theta)$ és $1/\cos(\theta)$ tagok jelennek meg [18, 72]. Ez a gimbal-lock jelenségéhez vezet, amely numerikus és szabályozástechnikai problémákat okozhat nagy szögelfordulások esetén. A kvaternióalapú reprezentáció ezzel szemben a teljes orientációs tartományban szingularitásmentes leírást biztosít. Emiatt a jelen munkában a quadcopter orientációjának reprezentálására kvaterniókat alkalmaztam.

3.1.1 Koordináta-rendszerek

A rendszer leírásához két koordináta-rendszer szükséges:

- az inerciarendszer $\mathcal{F}_I = \{X_I, Y_I, Z_I\}$,
- valamint a testhez rögzített koordináta-rendszer, $\mathcal{F}_B = \{X_B, Y_B, Z_B\}$.

Az inerciarendszerben a pozitív Z_I tengely a gravitációval ellentétes irányba mutat. A testkoordináta rendszer origója a quadcopter tömegközéppontjában helyezkedik el.

Legyen:

$$\mathbf{r} = \begin{bmatrix} x & y & z \end{bmatrix}^T, \quad (3.1)$$

$$\mathbf{v} = \dot{\mathbf{r}}. \quad (3.2)$$

$$\boldsymbol{\omega} = \begin{bmatrix} p & q & r \end{bmatrix}^T. \quad (3.3)$$

, ahol:

- $\mathbf{r}$: a quadcopter pozícióvektora az inerciarendszerben [m],
- x, y, z : a quadcopter pozíciókoordinátái az inerciarendszerben [m],
- $\mathbf{v}$: a quadcopter lineáris sebességvektora az inerciarendszerben [m/s],
- $\dot{\mathbf{r}}$: a pozícióvektor idő szerinti deriváltja [m/s],
- $\boldsymbol{\omega}$: a quadcopter szögsebességvektora a testkoordináta-rendszerben [rad/s],
- p, q, r : a testkoordináta-rendszer x, y , illetve z tengelye körüli szögsebesség-komponensek [rad/s].

3.1.2 Orientációleírás

A quadcopter orientációjának leírására egységkvaterniót alkalmaztam. A kvaterniók használata elkerüli az Euler-szögek alkalmazásakor fellépő szinguláris helyzeteket (gimbal-lock), továbbá numerikusan stabil és folytonos reprezentációt biztosít a háromdimenziós merevtest forgások modellezésére. Emiatt a modern pilóta nélküli légi járművek matematikai modelljeiben széles körben alkalmazott orientációs leírásnak tekinthető [73, 74].

A kvaternió alakja

$$\mathbf{q} = \begin{bmatrix} q_0 & q_1 & q_2 & q_3 \end{bmatrix}^T, \quad (3.4)$$

ahol q_0 a skalár, míg

$$\mathbf{q}_v = \begin{bmatrix} q_1 & q_2 & q_3 \end{bmatrix}^T \quad (3.5)$$

a kvaternió vektorrésze.

Az egységkvaternióra teljesülnie kell

$$q_0^2 + q_1^2 + q_2^2 + q_3^2 = 1, \quad (3.6)$$

amely biztosítja, hogy a kvaternió kizárólag forgást reprezentáljon.

A kvaternióból meghatározható a testkoordináta-rendszer és az inerciarendszer közötti forgatómátrix

$$R(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} 1 - 2(q_2^2 + q_3^2) & 2(q_1q_2 - q_0q_3) & 2(q_1q_3 + q_0q_2) \\ 2(q_1q_2 + q_0q_3) & 1 - 2(q_1^2 + q_3^2) & 2(q_2q_3 - q_0q_1) \\ 2(q_1q_3 - q_0q_2) & 2(q_2q_3 + q_0q_1) & 1 - 2(q_1^2 + q_2^2) \end{bmatrix}, \quad (3.7)$$

amely a testkoordináta-rendszerben értelmezett vektorokat az inerciarendszerbe transzformálja.

3.1.3 Transzlációs dinamika

A transzlációs mozgást Newton második törvénye írja le. A járműre ható külső erők közül a modellben a gravitációs erő és a rotorok által létrehozott eredő tolóerő kerül figyelembevételre. Mivel a tolóerő a testkoordináta-rendszer pozitív z tengelyének irányába hat, azt a kvaternióból számított forgatómátrix segítségével kell az inerciarendszerbe transzformálni [73, 74].

$$m\ddot{\mathbf{r}} = m\mathbf{g} + R(\mathbf{q}) \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ T \end{bmatrix}, \quad (3.8)$$

ahol

- m : a quadcopter tömege [kg],
- T : a rotorok által létrehozott teljes tolóerő [N],
- $\mathbf{g} = [0 \ 0 \ -g]^T$: a gravitációs gyorsulásvektor,
- $R(\mathbf{q})$: a kvaternióból számított forgatómátrix.

A transzlációs gyorsulás

$$\ddot{\mathbf{r}} = \mathbf{g} + \frac{1}{m}R(\mathbf{q}) \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ T \end{bmatrix}. \quad (3.9)$$

Az egyenlet alapján a transláció gyorsulást a gravitáció és az aktuális orientáció által meghatározott tolóerő együttesen határozza meg.

3.1.4 Rotációs dinamika

A quadcopter forgómozgását a merev testek Euler-egyenletei írják le. A szögsebesség időbeli változását a rotorok által létrehozott eredő nyomaték, a tehetetlenségi erő, valamint a rotorok perdületéből származó giroszkopikus hatás együttesen határozza meg [73, 74].

$$J\dot{\boldsymbol{\omega}} + \boldsymbol{\omega} \times (J\boldsymbol{\omega}) + \boldsymbol{\omega} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ J_r\Omega_r \end{bmatrix} = \boldsymbol{\tau}, \quad (3.10)$$

ahol

- J : a quadcopter tehetetlenségi tenzora,
- $\boldsymbol{\omega} = [p \ q \ r]^T$: a testkoordináta-rendszerben értelmezett szögsebesség,
- $\boldsymbol{\tau}$: a rotorok által létrehozott eredő nyomaték,
- J_r : egy rotor tehetetlenségi nyomatéka,
- Ω_r : a rotorok eredő szögimpulzusát meghatározó ekvivalens szögsebesség.

A (3.10) egyenletet rendezve, a szögsebesség differenciálegyenlete:

$$\dot{\boldsymbol{\omega}} = J^{-1} \left(\boldsymbol{\tau} - \boldsymbol{\omega} \times (J\boldsymbol{\omega}) - \boldsymbol{\omega} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ J_r\Omega_r \end{bmatrix} \right). \quad (3.11)$$

3.1.5 Kvatérniókinematika

A forgómozgás dinamikájának meghatározása mellett szükséges az orientáció időbeli változásának leírása is. Ezt a kvatérnió differenciálegyenlete biztosítja, amely kapcsolatot teremt a testkoordináta-rendszerben mért szögsebesség és a jármű orientációja között [73, 74].

$$\dot{\mathbf{q}} = \frac{1}{2}\Omega(\boldsymbol{\omega})\mathbf{q} \quad (3.12)$$

, ahol:

$$\Omega(\boldsymbol{\omega}) = \begin{bmatrix} 0 & -p & -q & -r \\ p & 0 & r & -q \\ q & -r & 0 & p \\ r & q & -p & 0 \end{bmatrix}. \quad (3.13)$$

A kvaternió időbeli integrálásával a jármű orientációja minden időpillanatban meghatározható. A numerikus integráció során a kvaternió normája kis mértékben eltérhet az egység kvaternió tulajdonságtól, ezért minden integrációs lépés után normalizálás szükséges.

3.1.6 Elvárt gyorsulások meghatározása előírt trajektória alapján

A trajektória és az inverz modell alapján meghatározhatók a mozgáshoz szükséges gyorsulások, amelyek a quadkopter orientációjától és a rotorok vonóerejétől függenek.

Az állapotok, azok deriváltjai és a vezérlő bemenetek közötti kölcsönhatások alapján meghatározható, hogy egy adott gyorsulás eléréséhez milyen kvaternió és Z_b -irányú vonóerő szükséges. Ezeket a mennyiségeket az [71] munkájának függelék részében ismertetett módszer szerint állítottam elő.

$$T = m\sqrt{\ddot{x}^2 + \ddot{y}^2 + (\ddot{z} + g)^2} \quad (3.14)$$

$$q_0 = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{\frac{\ddot{z} + g}{\sqrt{\ddot{x}^2 + \ddot{y}^2 + (\ddot{z} + g)^2}} - 2q_3^2 + 1} \quad (3.15)$$

$$q_1 = \frac{\ddot{x}q_3 - \frac{1}{\sqrt{2}}\ddot{y}\sqrt{\frac{\ddot{z}+g}{\ddot{x}^2+\ddot{y}^2+(\ddot{z}+g)^2}} - 2q_3^2 + 1}{(\ddot{z} + g) + \sqrt{\ddot{x}^2 + \ddot{y}^2 + (\ddot{z} + g)^2}}, \quad (3.16)$$

$$q_2 = \frac{\ddot{y}q_3 + \frac{1}{\sqrt{2}}\ddot{x}\sqrt{\frac{\ddot{z}+g}{\ddot{x}^2+\ddot{y}^2+(\ddot{z}+g)^2}} - 2q_3^2 + 1}{(\ddot{z} + g) + \sqrt{\ddot{x}^2 + \ddot{y}^2 + (\ddot{z} + g)^2}} \quad (3.17)$$

$$q_3 = 0 \quad (3.18)$$

3.1.7 Orientációs hiba

A tényleges és kívánt orientáció közötti különbséget hibakvaternióval lehet leírni. Legyen a tényleges orientáció:

$$\mathbf{q} = \begin{bmatrix} q_0 & q_1 & q_2 & q_3 \end{bmatrix}^T \quad (3.19)$$

A hibakvaternió:

$$\mathbf{q}_e = \mathbf{q}_d \otimes \mathbf{q}^{-1}, \quad (3.20)$$

ahol $\otimes$ a kvaterniószorzást jelöli, $\mathbf{q}^{-1}$ pedig az egységkvaternió inverze. Egységkvaternió esetén az inverz a konjugálttal egyezik meg:

$$\mathbf{q}^{-1} = \begin{bmatrix} q_0 & -q_1 & -q_2 & -q_3 \end{bmatrix}^T. \quad (3.21)$$

A hibakvaternió felírható:

$$\mathbf{q}_e = \begin{bmatrix} q_{e0} \\ q_{e1} \\ q_{e2} \\ q_{e3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} q_{e0} \\ \mathbf{q}_{ev} \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

alakban, ahol q_{e0} a skalár rész, míg $\mathbf{q}_{ev}$ a vektorrész.

A szabályozás célja, hogy:

$$\mathbf{q}_e \rightarrow \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (3.23)$$

ami azt jelenti, hogy a tényleges orientáció megegyezik a kívánt orientációval.

3.2 A robusztus fixpont transzformáció alapelve

A robusztus fixpont transzformáció (RFPT) egy iteratív adaptációs eljárás, amely a rendszer tényleges válasza alapján módosítja a szabályozási bemenetet annak érdekében, hogy a megvalósult viselkedés közelítsen az előírt céldinamikához [16]. Az RFPT nem igényli a rendszer pontos inverz modelljének ismeretét, hanem egy deformáló függvényre épülő fixpont transzformáció segítségével kompenzálja a modellhibák és paraméter bizonytalanságok hatását. A módszer alapját egy belső iteráció képezi, amely megfelelő feltételek mellett a kívánt működési ponthoz konvergál.

Az RFPT deformációs függvénye:

$$r_{k+1} = (r_k + K) [1 + B \tanh (A (f(r_k) - r^{Des}))] - K \quad (3.24)$$

, ahol:

- r_k : az RFPT k -edik iterációjában alkalmazott módosított referenciaérték,
- r_{k+1} : a következő iterációban alkalmazott, az RFPT által korrigált referenciaérték,
- $f(r_k)$: az r_k referenciaérték alkalmazása mellett kapott tényleges rendszerválasz,
- r^{Des} : a kinematikai szabályozó által előírt kívánt válasz,
- A : a hiba skálázását, illetve a hiperbolikus tangens meredekségét meghatározó paraméter,
- B : a deformáció irányát és relatív amplitúdóját meghatározó paraméter,
- K : az RFPT transzformáció eltolási paramétere.

A vizsgált szabályozási struktúra blokkvázlata a 3.1. ábrán látható. A rendszer két komponensből áll: a kinematikai blokkból, amely a kívánt gyorsulásokat állítja elő, valamint az deformáló blokkból, amely a modellpontatlanságok hatását csökkenti.

A kinematikai blokk feladata a kívánt céldinamika előírása. Az alap adaptív RFPT megfogalmazásban ezt a szerepet egy PID szerű kinematikai blokk tölti be, amely a pozícióhiba, sebességhiba és integrált hiba alapján állítja elő a kívánt gyorsulást. Ez a blokk tehát azt határozza meg, hogy milyen gyorsulást kellene a rendszernek követnie.

Mivel a dinamikai és a kinematikai réteg független, ezért a kinematikai réteg szabadon cserélhető.

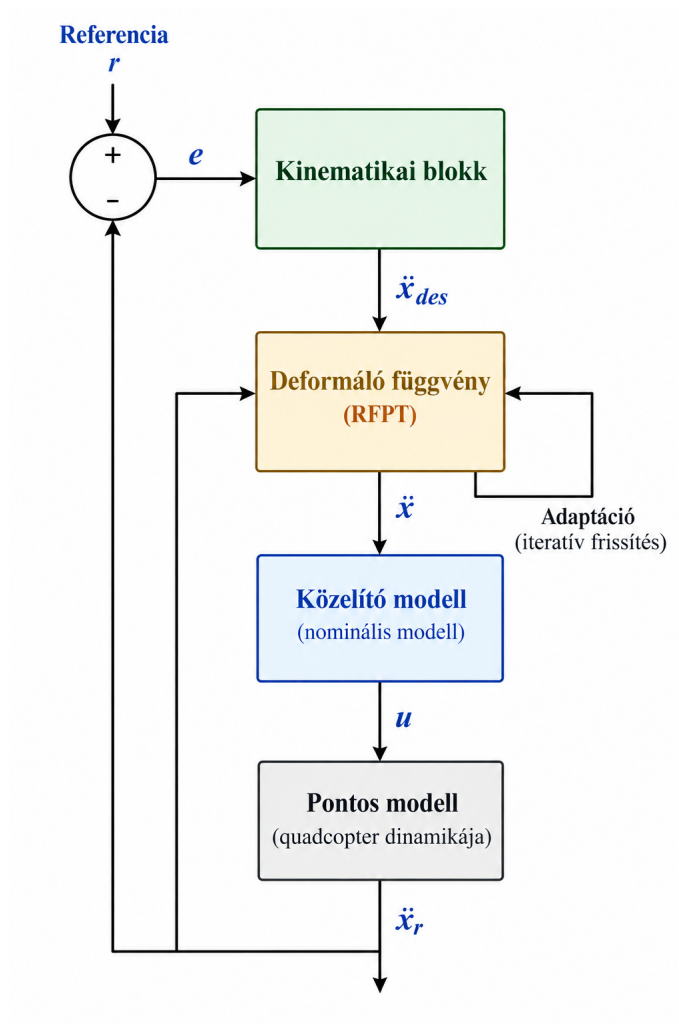
3.3 A kinematikai blokk kialakítása

A kutatás során három különböző megvalósítást vizsgáltam és hasonlítottam össze:

- PID-alapú,
- SMC-alapú,
- TSMC-alapú kinematikai blokk.

Mindhárom esetben a dinamikai szabályozási szint, valamint az RFPT adaptáció felépítése változatlan marad. A vizsgált szabályozási struktúrák közötti különbséget kizárólag a kívánt gyorsulásvektor előállításának módja jelenti.

Az alábbiakban a három kinematikai szabályozó felépítését és matematikai leírását ismertetem.



3.1. ábra. Az RFPT alapú quadcopter szabályozási architektúra blokkvázlata.

3.3.1 PID-szerű kinematikai blokk

Az alap adaptív RFPT változatában nem a klasszikus PID szabályzót alkalmazzák, hanem egy előírt hibadinamika alapján határozza meg a kívánt gyorsulást [16].

Legyen a hiba integráltja:

$$\zeta(t) := \int_0^t (x^N(\tau) - x(\tau)) d\tau, \quad (3.25)$$

ahol x^N a nominális referenciapálya, x pedig a tényleges pálya. Legyen az előírt céldinamika:

$$\left(\Lambda + \frac{d}{dt}\right)^{n+1} \zeta(t) = 0, \quad (3.26)$$

ahol $\Lambda > 0$ egy hangolási paraméter, n pedig a rendszer rendje.

Másodrendű rendszer esetén, azaz $n = 2$ mellett:

$$\left(\Lambda + \frac{d}{dt}\right)^3 \zeta(t) = \frac{d^3 \zeta(t)}{dt^3} + 3\Lambda \frac{d^2 \zeta(t)}{dt^2} + 3\Lambda^2 \frac{d\zeta(t)}{dt} + \Lambda^3 \zeta(t). \quad (3.27)$$

A definíció alapján:

$$\begin{aligned} \dot{\zeta}(t) &= x^N(t) - x(t), \\ \ddot{\zeta}(t) &= \dot{x}^N(t) - \dot{x}(t), \\ \dddot{\zeta}(t) &= \ddot{x}^N(t) - \ddot{x}(t). \end{aligned} \quad (3.28)$$

Ezeket behelyettesítve:

$$(\ddot{x}^N(t) - \ddot{x}(t)) + 3\Lambda (\dot{x}^N(t) - \dot{x}(t)) + 3\Lambda^2 (x^N(t) - x(t)) + \Lambda^3 \zeta(t) = 0. \quad (3.29)$$

Feltételezve, hogy a tényleges gyorsulást a szabályozó által előírt kívánt gyorsulással közelítjük:

$$\ddot{x}^{Des}(t) = \ddot{x}(t), \quad (3.30)$$

a kívánt gyorsulás meghatározható az alábbi alakban:

$$\ddot{x}^{Des}(t) = \ddot{x}^N(t) + 3\Lambda (\dot{x}^N(t) - \dot{x}(t)) + 3\Lambda^2 (x^N(t) - x(t)) + \Lambda^3 \zeta(t). \quad (3.31)$$

Ez az alak PID-szerű struktúrát eredményez, mivel a kívánt gyorsulás tartalmaz derivált hibát, arányos hibát és integrált hibát is.

3.3.2 Csúszómód alapú kinematikai szabályozók

A csúszómód szabályozás egyik legfontosabb előnye, hogy robusztus viselkedést biztosít modellbizonytalanságokkal és külső zavarásokkal szemben. A módszer alapja egy megfelelően definiált csúszófelület kialakítása, majd a rendszer állapotának erre a felületre történő kényszerítése [59].

A klasszikus csúszómód szabályozó esetén a csúszófelület:

$$s = \dot{e} + \lambda e \quad (3.32)$$

alakban definiálható, ahol e a pozícióból meghatározott hiba, $\dot{e}$ pedig ennek deriváltja. A csúszófelületre való konvergencia biztosítására a következő dinamikát írjuk elő:

$$\dot{s} = -k \tanh\left(\frac{s}{\delta}\right), \quad (3.33)$$

ahol $k > 0$ a kapcsoló tag erősítése, míg $\delta > 0$ a határréteg vastagságát meghatározó paraméter. A hiperbolikus tangens függvény alkalmazása csökkenti a klasszikus csúszómód szabályozásra jellemző csattogást. A csúszófelület idő szerinti deriváltja:

$$\dot{s} = \ddot{e} + \lambda \dot{e}. \quad (3.34)$$

A hibadefiníció szerint:

$$e = \xi_N - \xi, \quad (3.35)$$

ezért:

$$\ddot{e} = \ddot{\xi}_N - \ddot{\xi}. \quad (3.36)$$

A kívánt csúszási dinamika behelyettesítésével a kívánt gyorsulás:

$$\ddot{\xi}_{Des} = \ddot{\xi}_N + \lambda \dot{e} + K_{smc} \tanh\left(\frac{s}{\delta}\right) \quad (3.37)$$

, ahol K_{smc} a csúszómód szabályozó erősítése. Ebben a formában már felhasználhatjuk a céldinamika előállítására.

A terminális csúszómód szabályozás (TSMC) a klasszikus SMC továbbfejlesztett változata, amely véges idejű konvergenciát biztosít [64, 65]. A terminális csúszófelület:

$$s = \dot{e} + \lambda \operatorname{sgn}(e)|e|^\alpha \quad (3.38)$$

alakú, ahol:

$$0 < \alpha < 1. \quad (3.39)$$

A csúszófelületre vonatkozó kívánt dinamika ebben az esetben is:

$$\dot{s} = -k \tanh\left(\frac{s}{\delta}\right). \quad (3.40)$$

A terminális csúszófelület idő szerinti deriváltja:

$$\dot{s} = \ddot{e} + \lambda\alpha|e|^{\alpha-1}\dot{e}. \quad (3.41)$$

Felhasználva a:

$$\ddot{e} = \ddot{\xi}_N - \ddot{\xi} \quad (3.42)$$

összefüggést, valamint a kívánt csúszási dinamikát, az előírt gyorsulás:

$$\ddot{\xi}_{Des} = \ddot{\xi}_N + \lambda\alpha|e|^{\alpha-1}\dot{e} + K_{tsmc} \tanh\left(\frac{s}{\delta}\right). \quad (3.43)$$

A terminális csúszófelület alkalmazásának eredményeként a hibák nem csupán aszimptotikusan, hanem véges idő alatt konvergálnak nullába. Ez különösen előnyös lehet agresszív pályakövetési feladatok esetén, ahol a külső zavarások utáni gyors helyreállítás kiemelt fontosságú.

3.4 Szimulációs környezet

A javasolt szabályozási struktúrák teljesítményét nemlineáris, hat szabadságfokú quadcopter modellen vizsgáltam. A szimulációs modell tartalmazza az ismertett transzlációs és rotációs dinamikát, a motorok elektromos és mechanikai alrendszerét, melyet korábban a 2.2 fejezetben ismertettem, valamint az aerodinamikai hatások egyszerűsített leírását.

A modell célja az volt, hogy a valós repülési körülményeket megfelelő pontossággal közelítsem, miközben lehetővé tegyem a különböző szabályozási stratégiák reprodukálható összehasonlítását. A szimulációk során minden szabályozó azonos referenciapályát, azonos kezdeti feltételeket és azonos fizikai paramétereket használt.

3.4.1 A quadcopter fizikai paraméterei

A szimulációk során alkalmazott quadcopter fizikai paramétereit a 3.1. táblázat foglalja össze. A paraméterek között szerepelnek a jármű tömeg- és tehetetlenségi jellemzői, a hajtásrendszer elektromos paraméterei, valamint a rotorok által generált tolóerő és reakciónyomaték számításához szükséges együtthatók. A modell a rotorok elektromos dinamikáját is figyelembe veszi a motorállandók, az induktivitás és az ellenállás felhasználásával. A forgórészek tehetetlensége és a viszkózus súrlódás szintén szerepel a szimulációban, ami lehetővé teszi a hajtásrendszer valósághűbb modellezését. A tehetetlenségi nyomatékok szimmetrikus elrendezést feltételeznek, amely megfelel a vizsgált quadcopter geometriai kialakításának.

3.1. táblázat. A quadcopter fizikai és szimulációs paraméterei

Paraméter	Érték	Jelentés
Δt	$5 \cdot 10^{-3} \text{ s}$	mintavételi idő
g	$9,8 \text{ m/s}^2$	gravitációs gyorsulás
m	$0,8 \text{ kg}$	tömeg
K_e	$0,0097$	motor elektromos állandója
K_t	$0,2$	motor nyomatéki állandója
R	$0,14 \Omega$	motor ellenállása
L	$0,00014 \text{ H}$	motor induktivitása
J_r	$4,23 \cdot 10^{-5} \text{ kgm}^2$	rotor tehetetlensége
b	$0,001$	viszkózus súrlódási együttható
K_m	$7,5 \cdot 10^{-7}$	nyomatéki tényező
K_f	$3,13 \cdot 10^{-5}$	tolóerő tényező
l_1	$0,200 \text{ m}$	karhossz
J_{xx}	$0,0055 \text{ kgm}^2$	tehetetlenségi nyomaték x tengely körül
J_{yy}	$0,0055 \text{ kgm}^2$	tehetetlenségi nyomaték y tengely körül
J_{zz}	$0,0055 \text{ kgm}^2$	tehetetlenségi nyomaték z tengely körül

3.4.2 Aerodinamikai együtthatók és aktuátorkorlátok

A quadcopter mozgását a gravitáció mellett aerodinamikai erők és csillapítási hatások is befolyásolják. Ezeket egyszerűsített lineáris modell segítségével vettem figyelembe, amely irányfüggő aerodinamikai és csillapítási együtthatókat alkalmaz a transzlációs mozgás leírására. Az alkalmazott paramétereket a 3.2. táblázat tartalmazza. A szimuláció során a hajtásrendszer fizikai korlátait is figyelembe vettem. A rotorok fordulatszáma nem

haladhatta meg a megengedett maximális értéket, amely meghatározza a létrehozható maximális tolóerőt és vezérlőnyomatékokat. Ezek a korlátok biztosítják, hogy a vizsgált szabályozók ne csupán matematikailag, hanem fizikailag is megvalósítható vezérlőjeleket állítsanak elő.

Paraméter	Érték	Jelentés
$A_{e,x}$	0,1	aerodinamikai együttható x irányban
$A_{e,y}$	0,1	aerodinamikai együttható y irányban
$A_{e,z}$	0,15	aerodinamikai együttható z irányban
$K_{e,x}$	0,01	csillapítási együttható x irányban
$K_{e,y}$	0,01	csillapítási együttható y irányban
$K_{e,z}$	0,01	csillapítási együttható z irányban
$\Omega_{\max}$	600 rad/s	maximális rotorfordulatszám
$u_{1,\min}$	0	minimális kollektív tolóerő
$u_{1,\max}$	$4K_f\Omega_{\max}^2$	maximális kollektív tolóerő
$u_{2,\max}$	$2l_1K_f\Omega_{\max}^2$	maximális gördülési nyomaték
$u_{3,\max}$	$2l_1K_f\Omega_{\max}^2$	maximális bólintási nyomaték

3.4.3 Szabályozók GA-alapú paraméterhangolása

A szabályozóparaméterek hangolása genetikus algoritmussal történt, amelynek alapjai a 3.7 fejezetben kerülnek majd részletesen bemutatásra.

A hangolás célja az volt, hogy az RFPT-vel kombinált PID, SMC és TSMC kinematikai blokkok paramétereit automatikusan úgy határozzam meg, hogy a pályakövetési hiba és a zavarások hatására fellépő maximális eltérés egyaránt minimális legyen.

A szimuláció során a quadcopter a teljes trajektóriát *roll* és *pitch* mozgások végrehajtásával járja be. Ennek megfelelően három szabályozó került megvalósításra: *roll*, *pitch* és magasságszabályozó.

A genetikus algoritmus minden egyede a vizsgált szabályozó hangolható paramétereinek egy lehetséges kombinációját reprezentálta. A PID–RFPT esetében hat, az SMC–RFPT esetében tíz, míg a TSMC–RFPT esetében tizennégy optimalizálandó paraméter szerepelt a keresési térben.

A kezdeti populáció egyik egyede a korábban stabilan működő paraméterkészletet tartalmazta, míg a többi egyed a megadott korlátok között véletlenszerűen generálódott. A populáció mérete a változók számától függően:

$$N_p = \max(40, 8n) \quad (3.44)$$

volt, ahol n az optimalizálandó paraméterek száma. A genetikus algoritmus legfeljebb

40 generáción keresztül futott. Az elit egyedek száma a populáció 5%-a, de legalább két egyed volt, míg a keresztezési arány 0,8 értékre lett beállítva. A számítások párhuzamos végrehajtással történtek, ami jelentősen csökkentette a hangolás futási idejét.

A paraméterek alsó és felső korlátait a névleges értékekhez viszonyított relatív tartományok határozták meg. Az optimalizálás során az x és y tengelyhez tartozó paramétereket azonos értékre kényszerítettem, míg a z tengely paraméterei külön kerültek hangolásra. Ez csökkentette a keresési tér dimenzióját és biztosította a vízszintes sík szimmetrikus kezelését.

A hangolás során lineáris és logaritmikus paraméterezést egyaránt alkalmaztam. Azoknál a paramétereknél, amelyek több nagyságrendet fednek le, a genetikus algoritmus a paraméterek $\log_{10}$ -értékét optimalizálta. Ez csökkenti a keresési tér torzulását, egyenletesebb mintavételezést biztosít a különböző nagyságrendek között, valamint javítja a genetikus algoritmus konvergenciáját és keresési hatékonyságát. A többi szabályozási paraméter lineáris skálán került optimalizálásra.

A genetikus algoritmus célfüggvénye a pályakövetési hiba idővel súlyozott integráljából és a maximális követési hibából állt:

$$J = J_{track} + w_{max} J_{max} \quad (3.45)$$

, ahol:

$$w_{max} = 20. \quad (3.46)$$

A pályakövetési hiba idővel súlyozott integrálja:

$$J_{track} = \int_0^T t e^2(t) dt \quad (3.47)$$

míg a maximális követési hiba:

$$J_{max} = \max_t e(t). \quad (3.48)$$

A követési hiba definíciója:

$$e(t) = |\mathbf{r}_{ref}(t) - \mathbf{r}(t)|, \quad (3.49)$$

ahol $\mathbf{r}_{ref}(t)$ a referencia pozícióvektor, $\mathbf{r}(t)$ pedig a quadcopter tényleges pozíciója.

A célfüggvény kialakításának célja az volt, hogy ne csupán az átlagos pályakövetési

pontosság javuljon, hanem a nagy amplitúdójú tranziens eltérések is büntetésre kerüljenek. Az idővel súlyozott integrált hibatag a szimuláció későbbi szakaszaiban fennmaradó követési hibákat hangsúlyosabban veszi figyelembe, míg a maximális hibára vonatkozó tag korlátozza a nagy kitérések kialakulását. Ez különösen fontos a madárütközések által okozott impulzusszerű külső zavarások esetén.

A paraméterhangolás során a célfüggvény három különböző madárütközési scenárió eredményeinek figyelembevételével került meghatározásra, ezáltal a kapott paraméterkészletek nem egyetlen zavarási helyzetre, hanem több reprezentatív ütközési esetre optimalizálódtak.

A genetikus algoritmus által meghatározott optimális paraméterkészleteket a 3.3. táblázat foglalja össze. Az x és y irányokhoz tartozó paraméterek a szimmetriafeltétel miatt azonos értéket vettek fel, míg a z irány paraméterei külön kerültek optimalizálásra.

3.3. táblázat. A genetikus algoritmussal optimalizált szabályozóparaméterek

Paraméter	PID–RFPT	SMC–RFPT	TSMC–RFPT
λ_{xy}	1,4249	2,4098	2,6522
λ_z	3,9000	17,4498	26,2537
δ_{xy}	–	0,5421	0,4641
δ_z	–	0,6112	0,4664
K_{xy}	$1,22 \times 10^8$	$1,60 \times 10^8$	$1,90 \times 10^8$
K_z	$3,35 \times 10^8$	$2,63 \times 10^8$	$2,26 \times 10^8$
A_{xy}	$1,15 \times 10^{-9}$	$9,92 \times 10^{-10}$	$1,06 \times 10^{-9}$
A_z	$8,56 \times 10^{-10}$	$8,67 \times 10^{-10}$	$1,12 \times 10^{-9}$
B	-1	-1	-1
$K_{SMC,xy}$	–	8,1371	–
$K_{SMC,z}$	–	44,5	–
α	–	–	0,98
$K_{TSMC,xy}$	–	–	9,0954
$K_{TSMC,z}$	–	–	26,0
γ_{xy}	–	–	18,5075
γ_z	–	–	136,655

3.5 Monte Carlo robusztussági vizsgálat

A szabályozók robusztusságának vizsgálatára Monte Carlo alapú szimulációs tesztet végeztem [69, 70]. A vizsgálat célja annak meghatározása volt, hogy a GA-val hangolt PID–RFPT, SMC–RFPT és TSMC–RFPT szabályozók hogyan viselkednek véletlenszerűen változó külső zavarás esetén. A zavarás egy madárütközésként modellezett impulzusszerű külső hatás volt, amelynek időpontja, tömege, sebessége, iránya és támadáspontja minden Monte Carlo futásban véletlenszerűen változott.

A Monte Carlo vizsgálat során minden szabályozó struktúrára azonos zavarási eseteket alkalmaztam, így az eredmények közvetlenül összehasonlíthatók. A szimulációk száma szabályozónként $N_{MC} = 2500$ volt.

A madárlökés paramétereit egyenletes eloszlásból származtak. A vizsgált tartományokat a 3.4. táblázat foglalja össze.

3.4. táblázat. A Monte Carlo teszt során alkalmazott zavarási paramétertartományok.

Paraméter	Tartomány
Ütközés időpontja t_b	$[3,0, 5,0]$ s
Madár tömege m_b	$[0,2, 0,5]$ kg
Madár sebessége v_b	$[10, 20]$ m/s
Írányvektor x komponense	$[0,7, 1,3]$
Írányvektor y komponense	$[0,0, 0,6]$
Írányvektor z komponense	$[-0,6, 0,0]$
Támadáspont x komponense	$[0,12, 0,24]$ m
Támadáspont y komponense	$[0,06, 0,18]$ m
Támadáspont z komponense	$[-0,03, 0,03]$ m

Az irányvektor komponenseit a generálás után normalizáltam, így a zavarás iránya egységvektorként került a modellbe.

A követési hiba minden időpillanatban a referencia és a tényleges pozíció különbségének euklideszi normájaként lett meghatározva:

$$e(t) = |\mathbf{r}_{ref}(t) - \mathbf{r}(t)| \quad (3.50)$$

A Monte Carlo kiértékelés során a követési pontosság jellemzésére a négyzetes középérték gyökét (RMSE) és a maximális követési hibát használtam.

A teljes pályára vonatkozó RMSE érték:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{k=1}^N e_k^2} \quad (3.51)$$

ahol N a minták száma.

A legnagyobb pillanatnyi követési hiba:

$$J_{max} = \max_t e(t). \quad (3.52)$$

A szimuláció végén a végponti hiba:

$$e_f = |\mathbf{r}_{ref}(t) - \mathbf{r}(t)|. \quad (3.53)$$

Egy Monte Carlo futást akkor tekintettem sikeresnek, ha a végponti hiba:

$$e_f \leq 2.0 \text{ m}, \quad (3.54)$$

és a quadcopter a teljes szimuláció során repülőképessé maradt. A lezuhanás detektálása a magassági koordináta alapján történt. Egy futás sikertelennek minősült, ha:

$$z(t) \leq 1 \text{ m}, \quad (3.55)$$

A sikeres futások arányát pedig a következő egyenlet adta:

$$R_s = \frac{N_{success}}{N_{MC}} \cdot 100 \quad (3.56)$$

ahol $N_{success}$ a sikeresen teljesített szimulációk száma.

3.6 Eredmények kiértékelése

A Monte Carlo vizsgálat során mindhárom RFPT-alapú szabályozó 2500 véletlenszerű madárütközési scenárió mellett került tesztelésre. Az eredmények kiértékelésekor a sikerességi arányt, az RMSE értékeket, a maximális követési hibát, valamint a sikeresen végrehajtott trajektóriák alakját vizsgáltam.

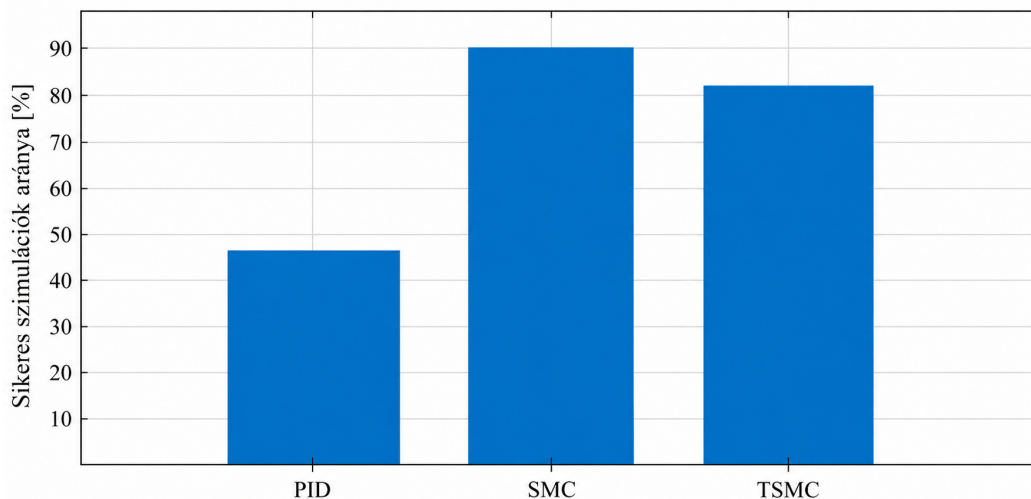
A 3.2. ábra a sikeres szimulációk arányát mutatja. A futások aránya jelentős különbségeket mutat a három szabályozó között.

A PID–RFPT szabályozó mindössze 46%-os sikerességi arányt ért el, ami arra utal, hogy a rendszer érzékeny a nagy amplitúdójú impulzusszerű zavarásokra. A madárütközés hatására számos esetben a szabályozó nem tudta megfelelően helyreállítani a kívánt pályát, illetve a jármű instabillá vált.

Az SMC–RFPT szabályozó közel 89%-os sikerességi arányt mutatott, amely a vizsgált szabályozók közül a legjobb eredmény. Ez jól tükrözi a csúszómódú szabályozás ismert robusztussági tulajdonságait, mivel a rendszer a paraméterváltozások és külső zavarások ellenére is nagy valószínűséggel képes visszatérni a kívánt pályára.

A TSMC–RFPT szabályozó szintén magas 81%-os értéket ért el. Bár ez valamivel elmarad az SMC eredményétől, jelentősen meghaladja a PID-alapú megoldás teljesítményét.

Az eredmények alapján robusztussági szempontból az SMC–RFPT bizonyult a legerősebb megoldásnak.

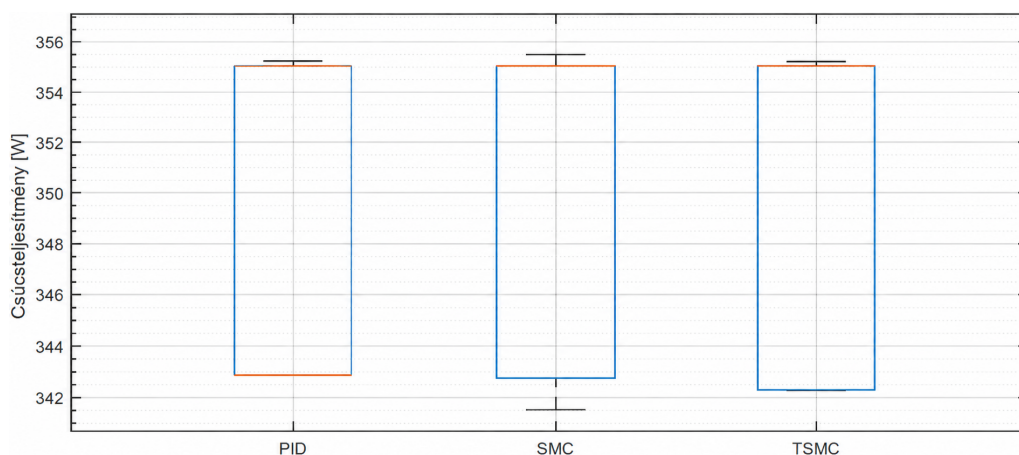


3.2. ábra. A sikeres Monte Carlo futások százalékos aránya a PID–RFPT, SMC–RFPT és TSMC–RFPT szabályozók esetén.

3.6.1 A sikeres Monte Carlo futások részletes kiértékelése

A Monte Carlo vizsgálatok során a három RFPT-alapú szabályozási struktúra teljesítményét több szempont szerint értékeltem. Az alábbi részletes összehasonlítás kizárólag azokra a futásokra vonatkozik (ugyanaz a pálya és zavarás), amelyek mind a három szabályozó esetén sikeres pályakövetésnek minősültek. Ebben az esetben azt vizsgáltam, hogy milyen pályakövetési pontosság, tranziens, végső hiba, valamint energia- és teljesítményigény jellemzi az egyes szabályozókat.

Maximális pillanatnyi elektromos teljesítmény



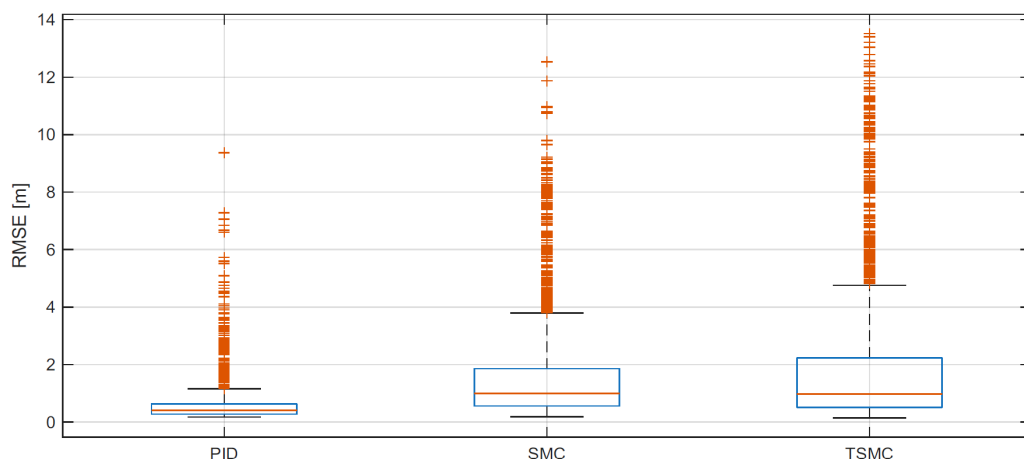
3.3. ábra. A maximális pillanatnyi elektromos teljesítmény eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.

A 3.3. ábra a maximális pillanatnyi elektromos teljesítmény eloszlását mutatja. A három

szabályozó esetén a csúcsteljesítmény közel azonos tartományban helyezkedik el, ami összhangban van a szabályozók tervezése során alkalmazott teljesítménykorlátozással. A vizsgálatok során ugyanis a maximálisan megengedett vezérlőjel, illetve az aktuátorok által leadható teljesítmény felső határa mindhárom esetben azonos értékre korlátoztam annak érdekében, hogy az egyes szabályozási struktúrák összehasonlítása azonos működési feltételek mellett történjen.

Ennek megfelelően a maximális pillanatnyi elektromos teljesítmény nem alkalmas a szabályozók közötti különbségek jellemzésére, mivel annak felső értékét a vizsgálati feltételek eleve meghatározzák. A mutató elsődleges szerepe annak igazolása volt, hogy a három szabályozó azonos aktuátorkorlátok mellett került értékelésre, így a megfigyelhető eltérések kizárólag a szabályozási algoritmusok különböző működéséből adódnak, és nem a rendelkezésre álló maximális beavatkozási teljesítmény eltéréséből.

RMSE alapú pályakövetési pontosság

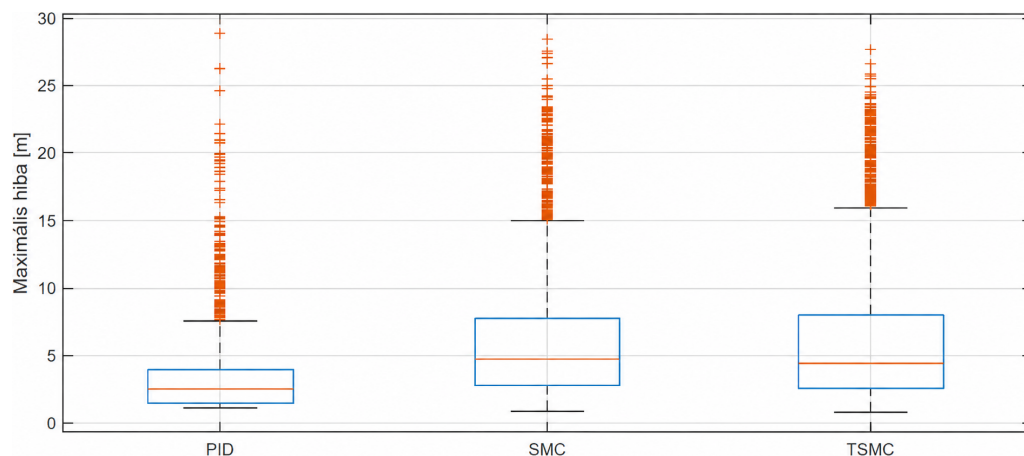


3.4. ábra. A pályakövetési RMSE értékek eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.

A 3.4. ábra a sikeres futásokra számított pályakövetési RMSE értékeit mutatja. Az RMSE a referencia és a tényleges pozíció közötti térbeli eltérésből került meghatározásra. Az eredmények alapján a PID-alapú RFPT szabályozó esetén figyelhető meg a legkisebb medián RMSE és a legszűkebb interkvartilis tartomány. Ez azt jelzi, hogy azokban az esetekben, amikor a PID-alapú struktúra sikeresen teljesíti a feladatot, a pályakövetési pontossága kedvező.

Az SMC- és TSMC-alapú megoldások esetén nagyobb medián értékek és szélesebb eloszlások láthatók. Ez arra utal, hogy a csúszómód alapú szabályozók a sikeres futásokon belül is nagyobb tranziens pályaelteréseket engednek meg. Ugyanakkor ezt az eredményt a sikerességi arányokkal együtt kell értelmezni, mivel a csúszómód alapú szabályozók a nagyobb zavarásokkal szemben lényegesen robusztusabb működést mutattak.

Maximális pályakövetési hiba

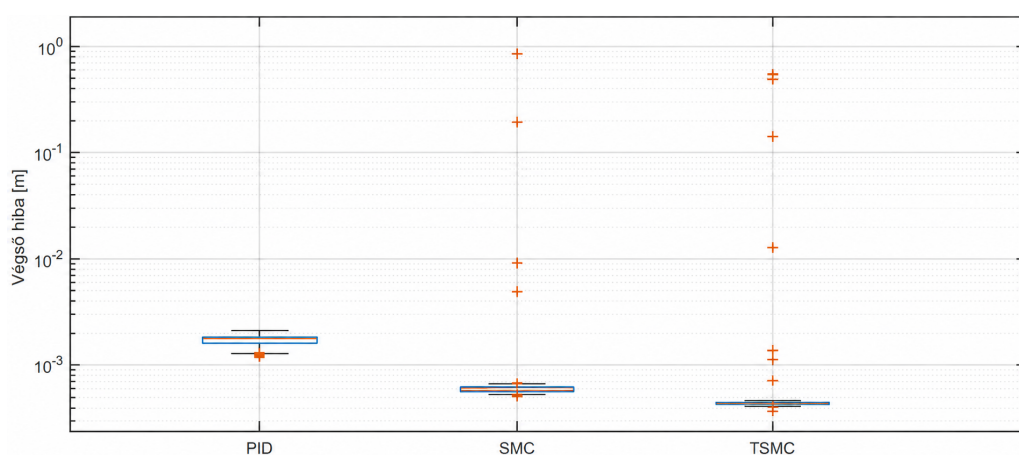


3.5. ábra. A maximális pályakövetési hiba eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.

A 3.5. ábra a teljes repülési idő alatt fellépő maximális pályakövetési hibát szemlélteti. A PID-alapú RFPT szabályozó esetén a medián és az interkvartilis tartomány kisebb, ami kedvezőbb tranzienst viselkedésre utal a sikeres futások körében. Az SMC és TSMC szabályozók esetén nagyobb medián maximális hiba és jelentősebb szóródás figyelhető meg.

Ez az eredmény arra utal, hogy a csúszómód alapú szabályozók a zavarások elhárítása során nagyobb pillanatnyi pályaelteréseket engedhetnek meg.

Végso pozícióhiba



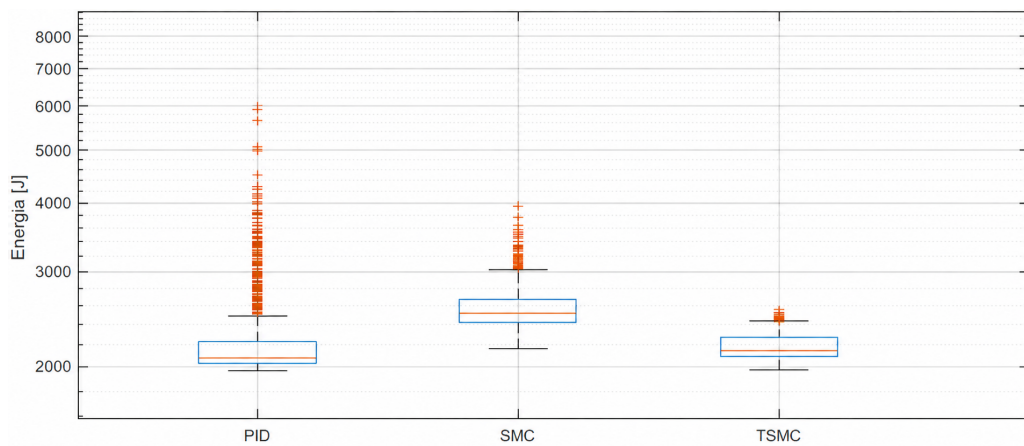
3.6. ábra. A végso pozícióhiba eloszlása logaritmikus skálán a sikeres Monte Carlo futások alapján.

A 3.6. ábra a végso pozícióhiba eloszlását mutatja. A logaritmikus skála alkalmazását az indokolja, hogy a végso hibák több nagyságrendet átfogó tartományban helyezkednek

el. Az eredmények alapján az SMC és TSMC szabályozók végső hibája kisebb, mint a PID-alapú megoldásé.

Ez arra utal, hogy bár a csúszómód alapú szabályozók esetén a tranziens pályaelterések nagyobbak lehetnek, de a repülési feladat végére hatékonyan visszavezetik a rendszert a referenciapálya közelébe. A PID-alapú RFPT szabályozó ezzel szemben a sikeres futások során kedvező RMSE értékeket mutat, de a végső beállási pontosság tekintetében nem minden esetben adja a legkedvezőbb eredményt.

Teljes elektromos energiafelhasználás



3.7. ábra. A teljes elektromos energiafelhasználás eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.

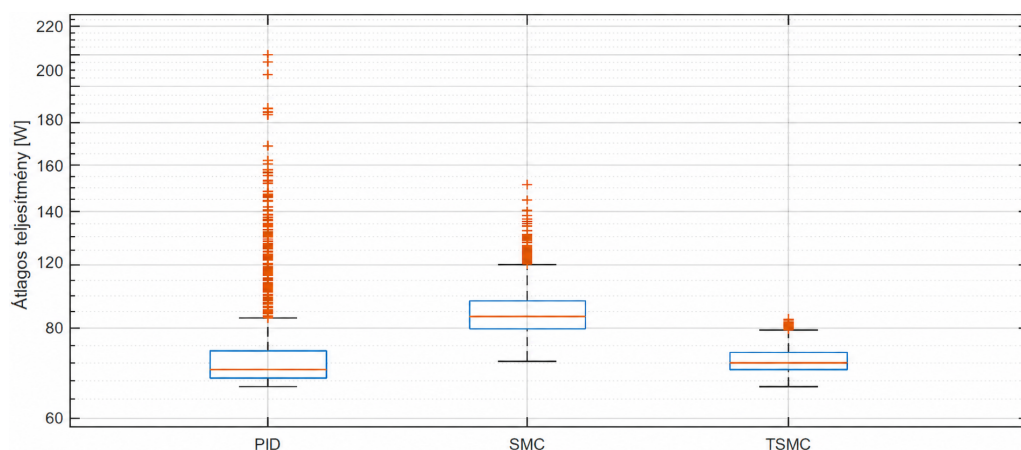
A 3.7. ábra a teljes elektromos energiafelhasználás eloszlását mutatja. Az energia (E_{total}) a teljes elektromos teljesítmény (P_{total}) idő szerinti integráljaként került meghatározásra:

$$E_{\text{total}} = \int_0^T P_{\text{total}}(t) dt. \quad (3.57)$$

Az eredmények alapján az SMC-alapú RFPT szabályozó energiaigénye magasabb, mint a PID és TSMC esetén. Ez összhangban van azzal, hogy az SMC szabályozó intenzívebb beavatkozásokkal képes növelni a zavarelhárító képességet. A PID-alapú megoldás esetén alacsonyabb medián energiafelhasználás figyelhető meg, ugyanakkor több nagy értékű kiugró pont is megjelenik. Ez arra utal, hogy a sikeres PID-futások többsége energiahatékony, azonban bizonyos zavarási esetekben a szükséges beavatkozási energia jelentősen megnövekedhet.

A TSMC szabályozó energiafelhasználása kedvezőbb és kisebb eloszlást mutat az SMC-hez képest. Ez arra enged következtetni, hogy a TSMC a robusztus működés és az energiafelhasználás között kedvezőbb kompromisszumot biztosíthat.

Átlagos elektromos teljesítmény



3.8. ábra. Az átlagos elektromos teljesítmény eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.

A 3.8. ábra az átlagos elektromos teljesítményfelvételt szemlélteti. Az eredmények tendenciája megegyezik az energiafelhasználásnál tapasztaltakkal. Az SMC szabályozó átlagos teljesítményigénye a legnagyobb, míg a PID és TSMC megoldások alacsonyabb átlagos teljesítményszinten működnek. Ez azt mutatja, hogy az SMC robusztusabb zavarelhárító viselkedése nagyobb átlagos beavatkozási intenzitással jár együtt. A TSMC szabályozó átlagos teljesítményigénye a PID-hez közeli tartományban marad, miközben a végső pozícióhiba alapján kedvező beállási tulajdonságokat mutat.

3.6.2 Konklúzió

A sikeres Monte Carlo futások részletes kiértékelése alapján a PID-alapú RFPT szabályozó a sikeresen végrehajtott pályakövetések esetén a legkedvezőbb RMSE és maximális hiba értékeket mutatta. Ez azt jelenti, hogy amennyiben a PID-alapú struktúra stabilan végrehajtja a repülési feladatot, akkor pontos pályakövetést képes biztosítani.

Az SMC-alapú RFPT szabályozó nagyobb pályakövetési hibákat és magasabb energia- és teljesítményigényt mutat, ugyanakkor a robusztussági vizsgálatok alapján ez a struktúra képes a legtöbb zavarási eset sikeres kezelésére. A TSMC-alapú megoldás köztes viselkedést mutat: az RMSE és a maximális hiba tekintetében nem éri el a PID teljesítményét, ugyanakkor energiafelhasználása kedvezőbb, mint az SMC esetén, és a végső pozícióhiba alapján hatékonyan képes visszavezetni a rendszert a referenciapálya közelébe.

Összességében az eredmények azt mutatják, hogy a három szabályozási struktúra eltérő kompromisszumot valósít meg a pályakövetési pontosság, a zavarelhárító képesség és az energiafelhasználás között. A PID-alapú RFPT szabályozó a sikeres futásokon belül

pontosabb, az SMC-alapú megoldás robusztusabb, míg a TSMC szabályozó a két szempont között kiegyensúlyozottabb működést biztosít.

3.6.3 Tézis kimondása

2.1. tézis – Kimutattam, hogy az RFPT szabályozási struktúrában alkalmazott csúszómód-alapú (SMC), illetve terminális csúszómód-alapú (TSMC) kinematikai blokk jelentősen növeli a quadcopter pályakövető rendszerének robusztusságát. A robusztusság növekedését Monte Carlo szimulációkkal igazoltam, amelyekben nagy impulzusú külső zavarások mellett az SMC- és TSMC-alapú megoldások szignifikánsan magasabb pályakövetési sikerarányt értek el [S4].

3.7 GA-alapú RFPT hangolás

A robusztus fixpont-transzformáción (RFPT) alapuló adaptív szabályozás egyik jelentős előnye, hogy működése nem igényel Lyapunov-függvény explicit meghatározását, ezért komplex és erősen nemlineáris rendszerek esetén is alkalmazható. Az RFPT szabályozó gyakorlati alkalmazásának azonban egyik legfontosabb korlátja a paraméterek megfelelő megválasztása.

A szabályozási struktúra működését négy paraméter határozza meg: a kinematikai blokkban alkalmazott Λ paraméter, valamint az adaptív deformációs függvény K , A és B paraméterei. E paraméterek értéke jelentősen befolyásolja a konvergencia sebességét, a transziens viselkedést, valamint a pályakövetési pontosságot. A szakirodalomban ugyan találhatók általános iránymutatások az egyes paraméterek szerepére vonatkozóan, azonban azok optimális értékének meghatározására nem áll rendelkezésre általánosan alkalmazható, szisztematikus hangolási módszer.

A hagyományos szabályozók – például a PID szabályozók – esetén számos jól ismert hangolási eljárás létezik, amelyek a lineáris időinvariáns rendszerek frekvenciatartománybeli tulajdonságaira épülnek. Az RFPT szabályozás azonban jellemzően erősen nemlineáris rendszerekhez kapcsolódik, ezért ezek a klasszikus hangolási módszerek nem alkalmazhatók közvetlenül.

A probléma megoldására olyan automatikus paraméteroptimalizáló eljárás kidolgozása vált szükségessé, amely képes a szabályozó paramétereit a pályakövetési teljesítmény alapján optimalizálni. Ennek érdekében genetikusan alapuló optimalizációs keretrendszert dolgoztam ki, amely az RFPT szabályozó szimulációs modelljével összekapcsolva automatikusan meghatározza a legkedvezőbb paraméterkombinációkat.

3.7.1 Alkalmazott módszer

A módszer alapelve szerint a genetikus algoritmus nem közvetlenül a szabályozott rendszerrel, hanem egy RFPT szabályozót tartalmazó szimulációs modellel áll kapcsolatban. A genetikus algoritmus által létrehozott paraméterkombinációk minden iterációban egy teljes szabályozási szimulációban kerülnek kiértékelésre [75, 76]. A szimuláció eredményeként előálló pályakövetési hibából számított teljesítménymutató szolgál a genetikus algoritmus fitnessfüggvényének alapjául. Az optimalizálási folyamat így egy zárt hurkú keresési problémaként fogalmazható meg, amelyben a genetikus algoritmus iteratív módon javítja a szabályozó paramétereit.

A genetikus algoritmus működésének első lépése a vizsgált probléma megfelelő reprezentációja. Ennek során meg kell határozni, hogy az optimalizálandó paraméterek milyen formában jelenjenek meg az egyedek kromoszómáiban. A kromoszómareprezentáció közvetlenül meghatározza a keresési tér szerkezetét, valamint azt, hogy a genetikus operátorok milyen módon képesek új megoldásokat előállítani. Az RFPT szabályozó automatikus hangolása esetén a kromoszómák a szabályozó paramétereit reprezentálják, így minden egyed egy lehetséges paraméterkombinációnak felel meg.

A fitnessfüggvény feladata annak számszerű meghatározása, hogy az adott paraméterkészlet milyen hatékonysággal oldja meg a kijelölt szabályozási feladatot. A genetikus algoritmus az optimalizáció teljes folyamata során ezen érték alapján rangsorolja az egyedeket, és a jobb teljesítményt nyújtó megoldásokat részesíti előnyben az új generációk létrehozásakor.

Az optimalizálási folyamat fejlődését a genetikus operátorok biztosítják. A szelekciós operátor feladata a kedvező tulajdonságokkal rendelkező egyedek kiválasztása, míg a keresztezési operátor a kiválasztott szülők genetikai információinak kombinálásával új megoldásokat hoz létre. A mutációs operátor ezzel párhuzamosan biztosítja a populáció sokszínűségének fenntartását és a keresési tér hatékony feltárását. A három operátor együttes alkalmazása teszi lehetővé, hogy a populáció generációról generációra közelítsen egy optimális megoldás felé.

A kidolgozott optimalizációs eljárás során ezért külön figyelmet fordítottam a kromoszómareprezentáció kialakítására, a fitnessfüggvény megfelelő megválasztására, valamint a genetikus operátorok paraméterezésére. A következő alfejezetek ezen komponensek részletes ismertetését tartalmazzák.

3.7.2 Kromoszómareprezentáció

A genetikus algoritmus terminológiájában egy lehetséges megoldást egyednek nevezünk, amelyet egy kromoszóma ír le. Több génből áll, ahol minden gén az optimalizálandó rendszer egy adott paraméterének felel meg. Az RFPT-alapú (PID szerű kinematikai

blokkal) szabályozó esetén a hangolandó paraméterek száma négy, ezért az egyedeket egy négy komponensből álló valós értékű vektor reprezentálja.

A kromoszóma általános alakja:

$$\mathbf{c} = [\Lambda, K, A, B] \quad (3.58)$$

, ahol

- Λ : a PID-alapú kinematikai blokk,
- K : az adaptív deformációs függvény eltolási,
- A : a deformációs függvény meredekségét meghatározó,
- B : a deformáció irányát meghatározó paraméter.

A kromoszóma egy teljes RFPT paraméterkészletet reprezentál, ezért minden egyed közvetlenül megfeleltethető egy konkrét szabályozó beállításnak. Az egyed fenotípusát a szimulációs modell állítja elő, amely a kromoszómában tárolt paraméterek felhasználásával végrehajtja a teljes szabályozási feladatot.

A kezdeti populáció létrehozása során a gének értékeit véletlenszerűen generáltam előre meghatározott intervallumokon belül. A keresési tartományok kijelölésénél figyelembe vettem az RFPT szabályozás stabil működéséhez szükséges feltételeket, valamint a korábbi szimulációs tapasztalatokat. Az alkalmazott paramétertartományok a következők:

$$\begin{aligned} 0,1 &< \Lambda < 6, \\ 10^2 &< K < 10^{13}, \\ 10^{-6} &< A < 1, \\ -1 &\leq B \leq 1. \end{aligned} \quad (3.59)$$

A paraméterek nagyságrendje jelentősen eltér egymástól, különösen a K és az A paraméterek esetében, amelyek több nagyságrendet átfogó tartományban vehetnek fel értékeket. Ennek következtében a teljes keresési tér rendkívül nagyméretű, ami indokolja a globális optimalizálásra alkalmas genetikus algoritmus alkalmazását.

A keresési folyamat hatékonyságának növelése érdekében a nagy dinamikatartományú paraméterek esetében logaritmikus skálán történő reprezentációt érdemes alkalmazni. Ennek megfelelően a genetikus algoritmus nem közvetlenül a paraméterek abszolút értékein, hanem azok nagyságrendjén végzi a keresést. A K és A paraméterek esetében ez gyakorlatilag $\log_{10}$ alapú paraméterezést jelentett, amely lehetővé teszi a teljes keresési tér egyenletesebb lefedését és csökkenti annak kockázatát, hogy az optimalizáció egy szűk

tartományban koncentráldjon.

A valós értékű reprezentáció további előnye, hogy nem igényel bináris kódolást, ezáltal elkerülhető a kvantálási hiba, valamint közvetlen kapcsolat tartható fenn az optimalizált paraméterek és azok fizikai jelentése között.

A kidolgozott reprezentáció lehetővé teszi, hogy a genetikus algoritmus a szabályozó valamennyi fontos paraméterét egyidejűleg optimalizálja, miközben a keresési folyamat során a paraméterek közötti kölcsönhatások is figyelembe vehetők.

3.7.3 Fitnessfüggvény definiálása

A genetikus algoritmus működésének egyik legfontosabb eleme a fitnessfüggvény meghatározása. A feladata annak számszerű jellemzése, hogy az adott egyed által reprezentált paraméterkészlet milyen mértékben teljesíti az optimalizálási célkitűzést. A genetikus algoritmus az egyedek rangsorolását és a szelekciós folyamatot kizárólag ezen érték alapján végzi, ezért a fitnessfüggvény megválasztása alapvetően befolyásolja az optimalizálás eredményességét.

A kidolgozott eljárás esetében az optimalizálás célja az RFPT szabályozó pályakövetési teljesítményének javítása volt. Ennek megfelelően a fitnessérték meghatározása a referenciajel és a rendszer tényleges válasza közötti eltérés alapján történt. A pályakövetési hiba ($e(t)$) a következő alakban definiálható:

$$e(t) = q_N(t) - q(t), \quad (3.60)$$

ahol $q_N(t)$ az előírt referenciapálya, míg $q(t)$ a rendszer tényleges kimenete.

A szakirodalomban számos teljesítménymutató ismert, amelyek a szabályozási hibát különböző szempontok szerint értékelik. A kutatás során az alábbi hibamutatókat vizsgáltam:

- átlagos négyzetes hiba (Mean Squared Error – MSE),
- abszolút hiba integrálja (Integral Absolute Error - IAE),
- idővel súlyozott abszolút hiba integrálja (Integral Time Absolute Error - ITAE),
- négyzetes hiba integrálja (Integral Squared Error - ISE),
- idővel súlyozott négyzetes hiba integrálja (Integral Time Squared Error - ITSE).

Az MSE mutató a teljes vizsgálati időtartamra vonatkozó átlagos négyzetes hibát jellemzi:

$$MSE = \frac{1}{T} \int_0^T e^2(t) dt. \quad (3.61)$$

Az IAE mutató a hiba abszolút értékének integrálját veszi figyelembe:

$$IAE = \int_0^T |e(t)| dt. \quad (3.62)$$

Az ITAE mutató a hiba idővel súlyozott abszolút értékét értékeli:

$$ITAE = \int_0^T t |e(t)| dt. \quad (3.63)$$

Az ISE mutató a négyzetes hiba integrálját használja:

$$ISE = \int_0^T e^2(t) dt, \quad (3.64)$$

míg az ITSE mutató ennek idővel súlyozott változata:

$$ITSE = \int_0^T t e^2(t) dt. \quad (3.65)$$

A különböző teljesítménymutatók eltérő szabályozási tulajdonságokat részesítenek előnyben. Az abszolút hibán alapuló mutatók kevésbé érzékenyek a kiugró hibákra, míg a négyzetes hibát alkalmazó mutatók erősebben büntetik a nagy amplitúdójú eltéréseket. Az idővel súlyozott mutatók további előnye, hogy a hosszabb ideig fennálló hibákat nagyobb súllyal veszik figyelembe, ezáltal elősegítik a gyorsabb beállást és a kedvezőbb transziens viselkedést.

Mivel a genetikusan algoritmus alapvetően maximalizálási problémaként kezeli az optimalizációt, az F fitnessértéket a választott teljesítménymutató reciprokaként definiáltam:

$$F = \frac{1}{J}, \quad (3.66)$$

ahol J az adott egyedhez tartozó teljesítménymutató értéke. Ennek megfelelően a kisebb pályakövetési hibát eredményező paraméterkombinációk nagyobb fitnessértéket kapnak, így nagyobb valószínűséggel kerülnek kiválasztásra a következő generáció létrehozásához.

A fitnessérték meghatározása minden egyed esetében egy teljes RFPT szimuláció lefuttatását igényli. A genetikusan algoritmus ezért közvetlenül a szabályozási teljesítményt optimalizálja, és nem egy köztes modellparaméter vagy analitikus közelítés alapján végzi a keresést. Ez lehetővé teszi, hogy az optimalizálás során a szabályozott rendszer teljes

nemlineáris dinamikája figyelembevételre kerüljön.

3.7.4 Genetikus operátorok

A genetikus algoritmus optimalizációs képességét a populáció fejlődését biztosító operátorok adják. Feladatuk, hogy az aktuális populáció egyedeiből új generációkat hozzanak létre úgy, hogy a kedvező tulajdonságok fokozatosan öröklődjenek, miközben a keresési tér feltárása továbbra is biztosított maradjon. A kidolgozott RFPT hangolási eljárás során a populáció fejlődését szelekciós, keresztezési és mutációs operátorok együttes alkalmazásával valósítottam meg.

A genetikus algoritmus minden generációban először kiértékeli az aktuális populáció egyedeit a fitnessfüggvény segítségével. Az így kapott fitnessértékek alapján meghatározható, hogy az egyes paraméterkombinációk milyen mértékben képesek csökkenteni a pályakövetési hibát. Az új generáció létrehozása ezt követően több egymást követő lépésben történik.

Szelekció

A szelekció célja azoknak az egyedeknek a kiválasztása, amelyek genetikai információi a következő generációban is megjelennek. A folyamat alapelve a természetes szelekció analógiájára épül: a jobb teljesítményt nyújtó egyedek nagyobb valószínűséggel adhatják tovább tulajdonságaikat.

A kidolgozott eljárásban elitista szelekciót alkalmaztam. Ennek során minden generációban a legnagyobb fitnessértékkel rendelkező egyedek közvetlenül átkerülnek a következő populációba. Ez biztosítja, hogy a keresés során megtalált legjobb megoldások ne vesszenek el a genetikus operátorok véletlenszerű hatásai következtében.

Az elitizmus alkalmazása különösen előnyös olyan optimalizálási feladatok esetén, ahol egyetlen fitnessérték meghatározása jelentős számítási költséggel jár, mivel minden egyedhez egy teljes RFPT szimuláció lefuttatása szükséges.

Keresztezés

A szelekciót követően a genetikus algoritmus új egyedeket állít elő a kiválasztott szülőegedek genetikai információinak kombinálásával. Ezt a folyamatot keresztezésnek nevezzük.

A kutatás során egy pontos keresztezési operátort alkalmaztam. A módszer lényege, hogy a kromoszómán egy véletlenszerűen kiválasztott pont mentén kettéválasztjuk a két

szülő kromoszómáját, majd az így kapott szakaszokat felcseréljük egymással. Az utód kromoszóma tehát részben az egyik, részben a másik szülő paramétereit örökli.

Tekintsük például a következő két szülőegyedet:

$$P_1 = [\Lambda_1, K_1, A_1, B_1], \quad (3.67)$$

$$P_2 = [\Lambda_2, K_2, A_2, B_2]. \quad (3.68)$$

Amennyiben a keresztezési pont a második gén után helyezkedik el, az utód a következő alakot veszi fel:

$$C = [\Lambda_1, K_1, A_2, B_2]. \quad (3.69)$$

A keresztezés lehetővé teszi, hogy különböző jó tulajdonságok egyetlen egyedben egyesüljenek, ezáltal gyorsítva az optimum keresését.

Mutáció

A genetikus algoritmus fontos jellemzője, hogy képes a keresési tér új területeinek feltárására. Ezt a szerepet a mutációs operátor tölti be.

Mutáció során a kiválasztott génnek értéke véletlenszerűen módosul. Célja kettős: egyrészt növeli a populáció sokszínűségét, másrészt lehetőséget biztosít arra, hogy a keresési folyamat kilépjen egy esetleges lokális optimumból.

A kidolgozott eljárásban génszintű véletlenszerű mutációt alkalmaztam. A módosított gén értéke az eredeti értékhez képest legfeljebb $\pm 10\%$ mértékben változhatott. A populáció mutációs rátája 6% volt, ami megfelelő kompromisszumot biztosított a keresési tér feltárása és az algoritmus konvergenciája között.

Túl nagy mutációs ráta esetén ugyanis a keresési folyamat véletlenszerűvé válhat, míg túl alacsony mutáció mellett fennáll a veszélye annak, hogy az algoritmus idő előtt lokális optimumba konvergál.

Leállási feltétel

A genetikus algoritmus iteratív eljárás, ezért szükséges egy olyan feltétel meghatározása, amely teljesülése esetén az optimalizáció befejezhető. Szabályozási feladatok esetén nem célszerű egy előre rögzített hibaszintet megadni leállási feltételként, mivel a pályakövetési hiba a rendszer dinamikai korlátai miatt elméletileg sem csökkenthető nullára.

Ennek megfelelően a kidolgozott módszerben a leállási feltételt kizárólag a maximális generációs szám jelentette. Az optimalizáció a meghatározott iterációs szám elérése után automatikusan befejeződött, és a legnagyobb fitnessértékű egyed paraméterei kerültek kiválasztásra optimális megoldásként.

A genetikus operátorok megfelelő paraméterezésével biztosítható, hogy a populáció generációról generációra javuló megoldásokat tartalmazzon, miközben a keresési tér feltárása sem szűnik meg idő előtt. Ez különösen fontos az RFPT paraméterek optimalizálása során, ahol a paraméterter nagy mérete és nemlineáris jellege miatt a globális optimum megtalálása jelentős kihívást jelent.

3.7.5 Vizsgálati környezet és tesztmodellek

A kidolgozott genetikus algoritmus alapú RFPT paraméterhangolási eljárás validálását szimulációs környezetben végeztem. A vizsgálatok célja annak meghatározása volt, hogy az optimalizációs eljárás különböző nemlineáris dinamikai rendszerek esetén képes-e automatikusan olyan paraméterkombinációk meghatározására, amelyek javítják a pályakövetési teljesítményt és csökkentik a szabályozási hibát.

A szimulációkat MATLAB környezetben valósítottam meg [77]. A teljes rendszer két egymásba ágyazott szintből állt. A belső szintet az RFPT-alapú szabályozási kör alkotta, amely tartalmazta a kinematikai blokkot, az adaptív deformációs függvényt, a közelítő modellt és a szabályozott rendszer pontos dinamikai modelljét. A külső szinten a genetikus algoritmus helyezkedett el, amely a szabályozó paramétereinek optimalizálását végezte.

A klasszikus genetikus algoritmus működését a kutatás során egy RFPT szimulációs blokkal egészítettem ki. Míg hagyományos optimalizálási feladatok esetén a fitnessérték közvetlenül meghatározható az optimalizálandó függvényből, jelen esetben minden egyedhez egy teljes szabályozási szimuláció futott le. Az optimalizációs folyamat lépéseit az 1. algoritmus foglalja össze.

Algoritmus 1 RFPT-paraméterek genetikus algoritmussal történő optimalizálása

- 1: Stratégiai paraméterek beállítása
 - 2: Kezdeti populáció létrehozása
 - 3: RFPT-szimulációk futtatása
 - 4: Fitnessértékek meghatározása
 - 5: **while** nem teljesül a leállási feltétel **do**
 - 6: Szelekció
 - 7: Keresztezés
 - 8: Mutáció
 - 9: Új populáció létrehozása
 - 10: RFPT-szimulációk futtatása
 - 11: Fitnessértékek újraszámítása
 - 12: **end while**
 - 13: Legjobb egyed kiválasztása
-

A genetikus algoritmus minden generációban létrehozott egy populációt, amelynek minden egyede egy teljes RFPT paraméterkészletet reprezentált. Az egyedekhez tartozó paraméterek felhasználásával teljes pályakövetési szimuláció futott le. A szimuláció eredménye alapján kiszámított hibamutató szolgált a fitnessfüggvény alapjául. Ezt követően a genetikus algoritmus szelekciós, keresztezési és mutációs operátorok segítségével létrehozta a következő generációt. A folyamat a maximálisan előírt generációs szám eléréséig ismétlődött, ami ebben az esetben 100 volt.

A módszer validálására három eltérő dinamikai tulajdonságokkal rendelkező nemlineáris rendszert választottam:

- Van der Pol-oszcillátor,
- Duffing-oszcillátor,
- fordított inga.

A modellek kiválasztásának célja az volt, hogy az optimalizálási eljárás működése különböző nemlinearitások és stabilitási tulajdonságok mellett is vizsgálható legyen.

Van der Pol-oszcillátor

A Van der Pol-oszcillátor klasszikus nemlineáris rendszer, amely önfenntartó rezgéseket mutat [78]. Dinamikai egyenlete:

$$m\ddot{q} - \mu(1 - q^2)\dot{q} + \omega_0^2 q + \alpha q^3 + \lambda q^5 = g. \quad (3.70)$$

ahol q az állapotváltozó, m a rendszer tehetetlenségi paramétere, μ a nemlineáris csillapítási tényező, ω_0 a lineáris saját körfrekvencia, α és λ pedig a magasabb rendű nemlinearitásokat jellemző paraméterek.

A szimulációk során alkalmazott paraméterek:

$$\begin{aligned} m &= 1,2 \\ \mu &= 0, \\ \omega_0 &= 0,2 \\ \alpha &= 4 \\ \lambda &= 0,3 \end{aligned} \tag{3.71}$$

Duffing-oszcillátor

A Duffing-oszcillátor egy nemlineáris rugókarakterisztikával rendelkező rezgőrendszer, amely erősen nemlineáris és bizonyos esetekben kaotikus viselkedést mutathat [79].

$$\ddot{x} + \sigma \dot{x} + \alpha x + \beta x^3 - \gamma \cos(\omega t) = u. \tag{3.72}$$

ahol x az állapotváltozó, σ a csillapítási tényező, α és β a lineáris és nemlineáris merevségi paraméterek, γ a gerjesztés amplitúdója, ω a gerjesztés körfrekvenciája, míg u a szabályozó által előállított beavatkozó jel.

A szimulációk során alkalmazott paraméterek:

$$\begin{aligned} \alpha &= 1 \\ \beta &= 5, \\ \sigma &= 0,02 \\ \gamma &= 8 \\ \omega &= 0,5 \end{aligned} \tag{3.73}$$

Fordított inga

A fordított inga a szabályozástechnika egyik legismertebb instabil rendszere, amely érzékenyen reagál a modellpontatlanságokra és a szabályozó paramétereire [80].

$$(m + M) \sin^2 \theta \ddot{\theta} + ml\dot{\theta}^2 \sin \theta \cos \theta - (m + M)g \sin \theta = -F \cos \theta. \tag{3.74}$$

ahol θ az inga kitérési szöge, l az inga hossza, m az ingatest tömege, M a kocsi tömege, g a gravitációs gyorsulás, míg F a szabályozó által létrehozott beavatkozó erő.

Az alkalmazott paraméterértékek:

$$\begin{aligned}m &= 0.8 \text{ kg}, \\M &= 1.0 \text{ kg}, \\l &= 0.6 \text{ m}.\end{aligned}\tag{3.75}$$

A három modell együttes alkalmazása lehetővé tette, hogy a genetikus algoritmuson alapuló hangolási eljárás teljesítményét különböző dinamikai tulajdonságokkal rendelkező rendszereken értékeljem. Ezáltal vizsgálhatóvá vált a módszer általános alkalmazhatósága és robusztussága nemlineáris szabályozási feladatok esetén.

3.7.6 A genetikus algoritmus konvergenciájának vizsgálata

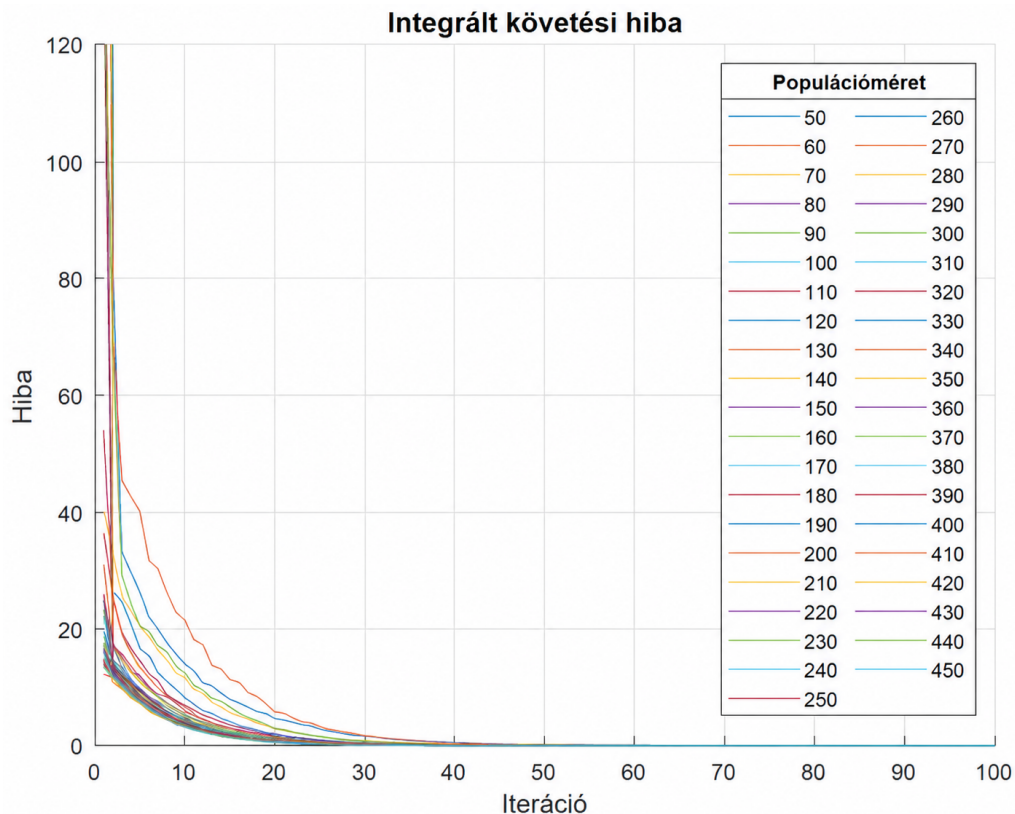
Az eljárás teljesítményét elsőként az optimalizációs folyamat konvergenciájának vizsgálatával értékeltem. A vizsgálatok célja annak meghatározása volt, hogy a populáció mérete és a generációk száma milyen mértékben befolyásolja az RFPT paraméterek optimalizálásának hatékonyságát.

A genetikus algoritmus működése során a populáció mérete közvetlen hatással van a keresési tér feltárásának képességére. Nagyobb populáció alkalmazása esetén nő annak valószínűsége, hogy az algoritmus a keresési tér kedvezőbb régióit is eléri, ugyanakkor a számítási igény is jelentősen növekszik. A megfelelő populációméret meghatározása ezért kompromisszumot jelent az optimalizálás minősége és a végrehajtási idő között.

A vizsgálatok során a populáció méretét 50 és 450 egyed között változtattam 10-es lépésekben. Minden populációméret esetén 100 független optimalizálási futtatást végeztem. Az optimalizáció maximális generációszáma minden esetben 100 volt. A genetikus algoritmus további paraméterei az alábbiak szerint kerültek beállításra:

- elit ráta: 10%,
- populációs mutációs ráta: 6%,
- génszintű mutáció mértéke: $\pm 10\%$.

Az egyes futtatások eredményeit a pályakövetési hibából számított teljesítménymutatók segítségével értékeltem. A statisztikai ingadozások csökkentése érdekében az ábrákon szereplő eredmények a 100 ismétlés átlagát mutatják.



3.9. ábra. A genetikus algoritmus konvergenciája különböző populációméretek esetén

Az 3.9. ábra a különböző populációméretekhez tartozó optimalizációs folyamatokat szemlélteti. Jól megfigyelhető, hogy a genetikus algoritmus minden vizsgált esetben sikeresen csökkentette a pályakövetési hibát. Az optimalizáció előrehaladtával a teljesítménymutató értéke monoton csökkenő tendenciát mutat, ami a paraméterek fokozatos javulását jelzi.

Az eredmények alapján megállapítható, hogy a konvergencia jellemzően az első 40–50 generáció során következik be. Ezt követően a teljesítménymutató már csak minimális mértékben változik, ami arra utal, hogy az algoritmus a keresési tér egy optimális vagy közel optimális régiójába jutott. A további generációk elsősorban a megoldás finomhangolását szolgálják.

A populációméret növelése javította az optimalizáció megbízhatóságát és csökkentette annak valószínűségét, hogy az algoritmus lokális optimumba konvergáljon. Ugyanakkor a nagyobb populációk futtatása arányosan nagyobb számítási kapacitást igényelt, ezért a gyakorlati alkalmazások során célszerű a konvergencia sebessége és a futási idő közötti kompromisszum figyelembevétele.

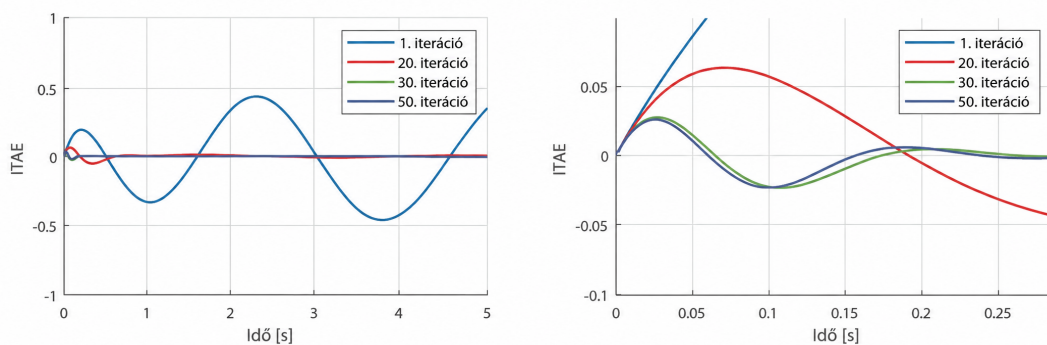
A vizsgálatok alapján megállapítható, hogy a genetikus algoritmus alkalmas az RFPT paraméterek automatikus optimalizálására. Az optimalizáció minden vizsgált populációméret esetén sikeresen csökkentette a pályakövetési hibát, miközben stabil konvergenciát mutatott.

3.7.7 A hangolási folyamat vizsgálata ITAE kritérium alapján

A genetikus algoritmus konvergenciájának vizsgálata önmagában nem ad információt arról, hogy az optimalizáció milyen módon javítja a szabályozó tényleges pályakövetési teljesítményét. Ennek elemzésére az optimalizáció különböző szakaszaiban kapott szabályozási válaszokat hasonlítottam össze.

A vizsgálatok során az ITAE teljesítménymutatót alkalmaztam fitnessfüggvényként. Az ITAE mutató előnye, hogy nemcsak a hiba nagyságát, hanem annak időbeli fennállását is figyelembe veszi, így a hosszú ideig fennmaradó eltéréseket nagyobb mértékben bünteti. Ennek következtében az optimalizáció nem csupán a maximális hiba csökkentésére törekszik, hanem a tranziens folyamat gyorsítását és a beállási idő csökkentését is elősegíti.

A 3.10. ábra a Van der Pol-oszcillátor esetén kapott eredményeket mutatja az optimalizáció különböző szakaszaiban. Az ábrán az 1., 20., 30. és 50. generációhoz tartozó szabályozási válaszok láthatók.



3.10. ábra. A pályakövetési teljesítmény alakulása az optimalizáció különböző iterációiban

Az első generációban a véletlenszerűen létrehozott paraméterkombinációk jelentős szórást mutatnak, ezért a pályakövetési hiba és a tranziens lengések nagymértékűek. A populációban számos olyan egyed található, amely csak korlátozott mértékben képes a referenciajel követésére.

A huszadik generációra már jelentős javulást eredményez. A szelekció és a keresztezés hatására a kedvező paraméterkombinációk fokozatosan dominánssá válnak, ami a pályakövetési hiba csökkenésében és a lengések mérséklődésében is megfigyelhető.

A harmincadik generációban a szabályozó válasza már csak kis mértékben változik a további generációk során. A referenciajel követése pontosabbá válik, miközben a tranziens jelenségek tovább csökkennek. Az optimalizáció ekkorra már megtalálja a keresési tér azon régióját, amely a legjobb teljesítményt biztosító paraméterkombinációkat tartalmazza.

Az ötvenedik generáció eredményei alapján megállapítható, hogy a szabályozási teljesítmény csak minimális mértékben javul a harmincadik generációhoz képest. Ez összhangban

van a konvergenciavizsgálat eredményeivel, amelyek szerint az optimalizáció lényegében az első 30–50 generáció során lezajlik. Az ezt követő iterációk elsősorban a paraméterek finomhangolását szolgálják.

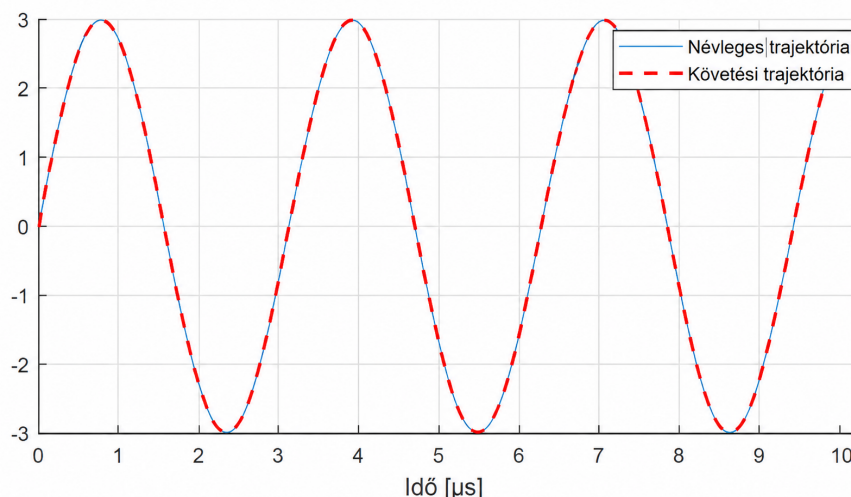
Az eredmények igazolják, hogy a genetikus algoritmus nemcsak a hibamutató numerikus értékét csökkenti, hanem ténylegesen javítja az RFPT szabályozó dinamikai viselkedését is. Az optimalizáció hatására csökken a pályakövetési hiba, mérséklődik a tranziens lengés, valamint rövidül a beállási idő.

3.7.8 A hangolt RFPT szabályozó pályakövetési teljesítménye

A genetikus algoritmus konvergenciájának és az optimalizációs folyamat működésének vizsgálata után szükséges annak értékelése, hogy a meghatározott paraméterkészlet milyen szabályozási teljesítményt eredményez. Ennek érdekében az optimalizáció eredményeként kapott RFPT-paraméterekkel végrehajtott pályakövetési feladatokat elemeztem.

A vizsgálatok során a rendszernek egy előírt referenciajelet kellett követnie. Az értékeléshez a referenciajel és a rendszer válaszána összehasonlítását, a pályakövetési hibát, a fázissíkbeli viselkedést, valamint a szabályozó által előállított beavatkozó jelet vizsgáltam.

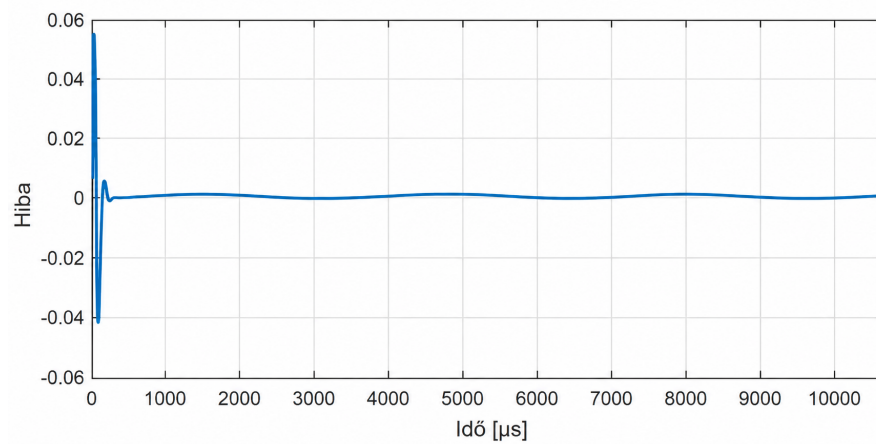
A referenciajel és a rendszer válaszána összehasonlítását a 3.11. ábra mutatja. Megfigyelhető, hogy az optimalizált RFPT szabályozó nagy pontossággal követi az előírt pályát. A referenciajel és a tényleges rendszerkimenet között csak minimális eltérés figyelhető meg, ami azt mutatja, hogy a genetikus algoritmus által meghatározott paraméterek megfelelően illeszkednek a vizsgált rendszer dinamikájához.



3.11. ábra. Referenciajel és rendszerkimenet összehasonlítása.

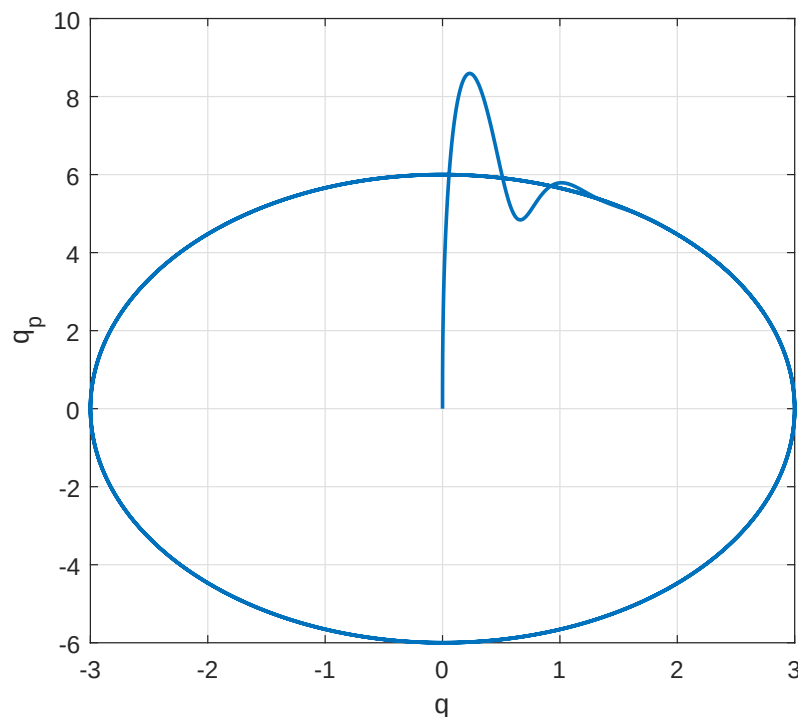
A pályakövetési hiba időbeli alakulását a 3.12. ábra szemlélteti. Az optimalizáció eredményeként a hiba gyorsan csökken, majd a szimuláció további részében nulla közeli tartományban marad. A tranziens szakasz rövid idő alatt lecseng, ami kedvező szabályozási

tulajdonságokra utal. A maradó hiba gyakorlatilag elhanyagolható, így a rendszer képes a referenciájel pontos követésére.



3.12. ábra. Pályakövetési hiba időbeli alakulása.

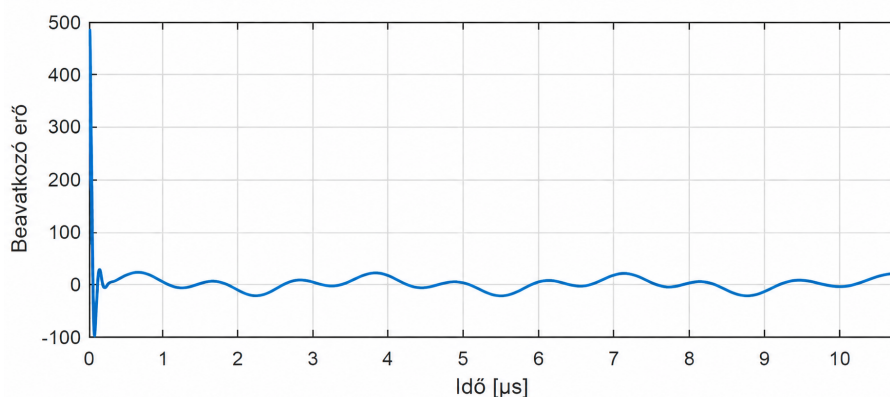
A rendszer állapotváltozóinak kapcsolatát bemutató fázissík a 3.13 ábrán látható. A trajektória alakulása alapján megállapítható, hogy a rendszer stabil módon közelíti meg a kívánt működési állapotot. Az állapotváltozók nem mutatnak divergens viselkedést vagy tartós oszcillációt, ami a szabályozó stabilitását és megfelelő robusztusságát támasztja alá.



3.13. ábra. A rendszer fázissíkbeli viselkedése.

A szabályozó által előállított beavatkozó jel alakulását a 3.14. ábra mutatja. Megfigyelhető, hogy a vezérlőjel nem tartalmaz jelentős amplitúdójú ugrásokat vagy nagyfrekvenciás

oszcillációkat. A beavatkozó jel sima lefutása arra utal, hogy a genetikus algoritmus által meghatározott paraméterek nemcsak a pályakövetési pontosság javítását eredményezik, hanem kedvező beavatkozási energiaigényt is biztosítanak.



3.14. ábra. A szabályozó által előállított beavatkozó jel.

A négy vizsgálati szempont együttes elemzése alapján megállapítható, hogy a genetikus algoritmus által optimalizált RFPT paraméterek jelentősen javítják a szabályozó teljesítményét. A rendszer pontos pályakövetést valósít meg, a pályakövetési hiba gyorsan nullához tart, az állapotváltozók stabil konvergenciát mutatnak, miközben a szükséges beavatkozó jel korlátozott amplitúdójú marad. Az eredmények igazolják, hogy a genetikus algoritmus alkalmas az RFPT szabályozó paramétereinek automatikus hangolására, és képes olyan paraméterkombinációk meghatározására, amelyek kedvező szabályozási tulajdonságokat eredményeznek különböző nemlineáris rendszerek esetén.

3.7.9 Konklúzió

A cél annak meghatározása volt, hogy a genetikus algoritmus alkalmas-e az RFPT szabályozó paramétereinek automatikus optimalizálására, valamint hogy a meghatározott paraméterkészletek milyen mértékben javítják a szabályozási teljesítményt.

Az eredmények alapján megállapítható, hogy a genetikus algoritmus stabil és megbízható konvergenciát mutatott a vizsgált optimalizálási feladatok során. A különböző populációmérettekkel végzett szimulációk azt igazolták, hogy az optimalizáció már az első néhány tucat generáció alatt jelentős hibacsökkenést eredményez, míg az ezt követő iterációk elsősorban a paraméterek finomhangolását szolgálják.

Az optimalizáció különböző szakaszainak elemzése alapján megállapítható, hogy a genetikus algoritmus fokozatosan kiszűri a kedvezőtlen paraméterkombinációkat, és a populációt a keresési tér egy szűkebb, kedvezőbb régiója felé tereli. Az ITAE alapú fitnessfüggvény alkalmazása lehetővé tette, hogy az optimalizáció ne csupán a maximális hibát csökkentse, hanem a tranziens viselkedés javítását és a beállási idő csökkentését is

figyelembe vegye.

A Van der Pol-oszcillátoron, a Duffing-oszcillátoron és a fordított ingán végzett vizsgálatok igazolták, hogy a kidolgozott eljárás nem egyetlen konkrét rendszerhez kötődik, hanem eltérő dinamikai tulajdonságokkal rendelkező nemlineáris rendszerek esetén is alkalmazható. A genetikusan meghatározott RFPT paraméterek minden vizsgált esetben pontosabb pályakövetést, kisebb szabályozási hibát és kedvezőbb dinamikai viselkedést eredményezte.

Az RFPT+PID, RFPT+SMC és RFPT+TSMC szabályozási struktúrákon végzett vizsgálatok is igazolják, hogy az alkalmazott optimalizálási keretrendszer nem csupán egyszerű tesztmodellek esetén használható, hanem összetett, több szabadságfokú, erősen nemlineáris rendszerek szabályozóinak hangolására is alkalmas. Az eredmények alapján minden vizsgált szabályozási struktúra esetén képes volt olyan paraméterkombinációk meghatározására, amelyek javították a pályakövetési teljesítményt és növelték a szabályozás robusztusságát.

A módszer alkalmazásával a szabályozó paraméterezése szisztematikusan, manuális próbálkozások nélkül végezhető el, miközben a szabályozási teljesítmény jelentősen javítható. A kidolgozott eljárás ezáltal hozzájárul az RFPT alapú szabályozási struktúrák gyakorlati alkalmazhatóságának növeléséhez komplex nemlineáris rendszerek esetén.

3.7.10 Tézis kimondása

2.2. tézis – Kidolgoztam egy genetikusan alapuló hangolási eljárást, amely lehetővé teszi az RFPT szabályozó több paraméterének egyidejű, célfüggvény alapján történő optimalizálását, ezáltal automatizálva a paraméterhangolás folyamatát [S5].

4 Nulltér-alapú aktív diagnosztikai keretrendszer kidolgozása multirotoros UAV-k rotorállapotának vizsgálatára

A multirotoros pilóta nélküli légi járművek (UAV-k) alkalmazási területe az elmúlt években jelentősen kibővült. A hagyományos megfigyelési és kutatási feladatok mellett egyre nagyobb szerepet kapnak az ipari, mezőgazdasági, logisztikai, valamint katasztrófavédelmi alkalmazások, amelyek során a légi járművek gyakran emberek, épített infrastruktúra vagy nagy értékű berendezések közelében üzemelnek. Ezen alkalmazások esetében a biztonságos működés és a repülés megbízhatósága kiemelt jelentőségű.

A dolgozat előző fejezeteiben olyan szabályozási és vezérlési módszereket mutattam be, amelyek növelik a quadcopterek robusztusságát, javítják pályakövetési tulajdonságaikat, valamint lehetővé teszik a nagy külső zavarások kezelését és bizonyos meghibásodások esetén a kontrollált zuhanás megvalósítását. A biztonságos üzemeltetés szempontjából azonban nem elegendő csupán a már bekövetkezett hibák következményeinek kezelése. Legalább ilyen fontos a meghibásodások korai felismerése, illetve a hajtásrendszer állapotának folyamatos felügyelete, amely lehetőséget biztosít a megelőző karbantartásra és a kritikus állapotok kialakulásának elkerülésére.

A multirotoros UAV-k hajtásrendszerének legfontosabb elemei a motor–légcsavar egységek. A rotorok fokozatos elhasználódása, a csapágyak súrlódásának növekedése vagy a légcsavarok aerodinamikai tulajdonságainak romlása kezdetben gyakran nem okoz számottevő teljesítménycsökkenést, hosszabb távon azonban a repülési stabilitás romlásához, az energiafelhasználás növekedéséhez, illetve szélsőséges esetben a légi jármű meghibásodásához vezethet. A rotorok állapotának folyamatos monitorozása ezért a repülésbiztonság egyik alapvető feltétele.

A rotorhibák repülés közbeni felismerése ugyanakkor különösen nehéz feladat. A zárt szabályozási kör folyamatosan kompenzálja a külső zavarásokat és az egyes rotorok közötti eltéréseket, ezáltal elfedve a rotorok állapotváltozásából származó információk jelentős részét. Ennek következtében a hagyományos, passzív megfigyelésen alapuló diagnosztikai módszerek – például a motoráramok, fordulatszámok vagy vibrációs jelek közvetlen elemzése – korlátozott érzékenységgel rendelkeznek, különösen a kezdeti degradációs folyamatok detektálása során.

További nehézséget jelent, hogy a rotorok állapotának földi körülmények között végzett vizsgálata nem minden esetben reprezentálja a tényleges repülési körülményeket. A légcsavarok aerodinamikai terhelése, valamint a motor–légcsavar rendszer dinamikája jelentősen eltérhet a lebegési vagy manőverezési üzemállapotban tapasztalható viszonyoktól. Számos degradációs jelenség – például a viszkózus súrlódás növekedése vagy a tolóerő-együttható csökkenése – elsősorban terhelés alatt válik mérhetővé, ezért a földi diagnosztikai

vizsgálatok önmagukban nem feltétlenül alkalmasak a repülés közbeni állapot megbízható előrejelzésére.

A szakirodalomban számos diagnosztikai megközelítés megtalálható. A modell- és megfigyelőalapú módszerek a jármű matematikai modelljének felhasználásával becslik az aktuátorok állapotát, míg a jelalapú és adatvezérelt eljárások a fedélzeti szenzorokból származó mérési adatok feldolgozására épülnek. E módszerek közös jellemzője, hogy alapvetően passzív megfigyelésen alapulnak, ezért teljesítményük jelentős mértékben függ a repülési üzemállapottól, a mérési zajoktól és a külső környezeti hatásoktól [20, 81, 82].

A rotorhibák megfigyelhetőségének növelésére az aktív diagnosztikai módszerek kínálnak lehetőséget, amelyek célzott gerjesztés alkalmazásával kényszerítik ki a diagnosztikai információ megjelenését a rendszerben [83, 84].

Kutatásom célja egy olyan aktív diagnosztikai keretrendszer kidolgozása volt, amely a vezérlőallokációs mátrix nullterében létrehozott szinuszos gerjesztést lock-in detekcióval kombinálva képes a rotorok állapotára jellemző információk kinyerésére lebegési üzemi állapotban, zárt szabályozási kör mellett is. A cél egy olyan robusztus diagnosztikai eljárás megvalósítása volt, amely alkalmas a rotorok degradációjának korai felismerésére, ezáltal hozzájárul a multirotoros UAV-rendszerek üzembiztonságának és megbízhatóságának növeléséhez.

4.1 Saját módszer bemutatása

4.1.1 A nulltér-alapú aktív gerjesztés elméleti háttere

A rotorok állapotának repülés közbeni vizsgálata során alapvető követelmény, hogy a diagnosztikai célú beavatkozások ne veszélyeztessék a légijármű stabilitását, és ne akadályozzák a szabályozórendszer elsődleges feladatának végrehajtását. A hagyományos aktív diagnosztikai eljárások gyakran olyan gerjesztéseket alkalmaznak, amelyek közvetlenül megjelennek a szabályozott kimeneteken, ezáltal mérhető eltérést okoznak a jármű mozgásában.

Multirotoros UAV-k esetében azonban lehetőség van olyan speciális gerjesztések alkalmazására, amelyek a vezérlőallokáció sajátosságait kihasználva nem befolyásolják a jármű elsődleges mozgásállapotát.

A saját diagnosztikai módszer alapját a vezérlőallokációs mátrix nullterének kihasználása képezi. A multirotoros légijárművek esetében a szabályozó által előállított erő- és nyomatékpárancsokat egy keverési, illetve vezérlőallokációs mátrix alakítja át rotorparancsokká. Amennyiben a rendszer rendelkezik nemtriviális nulltérrel, lehetőség nyílik olyan rotorparancs komponensek létrehozására, amelyek nem módosítják a szabályozott kimeneteket, ugyanakkor mérhető hatást gyakorolnak az aktuátorok működésére.

A diagnosztikai gerjesztés kialakításához a quadcopter szabályozási struktúráját úgy alakítottam ki, hogy a *roll* és *pitch*, valamint a magasságtartó szabályozás továbbra is aktív maradjon, míg a *yaw* szabályozást ideiglenesen kikapcsoltam.

A *Yaw* szabályozás elhagyásával a szabályozott kimenetek száma háromra csökken, miközben a beavatkozó bemenetek száma változatlanul négy marad. Ez a konfiguráció egy egydimenziós nulltér megjelenését eredményezi az allokációs mátrixban, amely lehetővé teszi olyan periodikus gerjesztések alkalmazását, amelyek nem befolyásolják a *roll*, *pitch* és magasság dinamikáját. A *yaw* tengely szabályozásának ideiglenes mellőzése a lebegési állapotban nem jár kritikus következményekkel, mivel a jármű orientációja ezen a tengelyen nem befolyásolja a stabil lebegés fenntartását.

A szabályozott mennyiségek vektora az alábbi formában írható fel:

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} \tau_\phi \\ \tau_\theta \\ T \end{bmatrix}, \quad (4.1)$$

, ahol:

- τ_ϕ : az x tengely körüli nyomaték [Nm],
- τ_θ : az y tengely körüli nyomaték [Nm],
- T : az összes rotor által létrehozott eredő tolóerő [N].

Jelölje a rotorok által létrehozott tolóerőket tartalmazó vektor:

$$\mathbf{f} = \begin{bmatrix} f_1 & f_2 & f_3 & f_4 \end{bmatrix}^T. \quad (4.2)$$

X konfigurációjú quadcopter esetén a szabályozott mennyiségek és a rotorok tolóereje közötti kapcsolat az alábbi egyenlet segítségével írható fel:

$$\mathbf{u} = B\mathbf{f}, \quad (4.3)$$

, ahol:

$$B = \begin{bmatrix} -\alpha & \alpha & \alpha & -\alpha \\ \alpha & \alpha & -\alpha & -\alpha \\ 1 & 1 & 1 & 1 \end{bmatrix}, \quad \alpha = \frac{l}{\sqrt{2}}, \quad (4.4)$$

és l a rotorok tömegközépponttól mért távolsága [m].

A nulltér olyan $\mathbf{n} \neq \mathbf{0}$ vektorok halmaza, amelyekre igaz, hogy:

$$B\mathbf{n} = \mathbf{0}. \quad (4.5)$$

Ezek alapján egy lehetséges nulltérvektor lehet:

$$\mathbf{n} = \begin{bmatrix} 1 \\ -1 \\ 1 \\ -1 \end{bmatrix}. \quad (4.6)$$

A nulltérvektor legfontosabb tulajdonsága, hogy alkalmazásakor a rotorparancsok módosulnak, ugyanakkor az eredő tolóerő, valamint a *roll* és *pitch* nyomaték változatlan marad. Ennek megfelelően:

$$\Delta T = \mathbf{1}^T \Delta \mathbf{f} = 0, \quad (4.7)$$

valamint:

$$\Delta \tau_\phi = 0, \quad \Delta \tau_\theta = 0. \quad (4.8)$$

A diagnosztikai gerjesztést a nulltér mentén definiált periodikus moduláció formájában vezettem be:

$$\mathbf{f}(t) = \mathbf{f}_0 + a \sin(\omega t) \mathbf{n}, \quad (4.9)$$

ahol $\mathbf{f}_0$ a lebegési állapothoz tartozó névleges rotorparancs vektor, a a gerjesztés amplitúdója, míg $\omega = 2\pi f_{\text{exc}}$ a gerjesztés körfrekvenciája.

A fenti összefüggés alapján a rotorok vezérlőjele periodikusan változik, azonban a gerjesztés ideális esetben nem jelenik meg a szabályozott kimeneteken. Ennek következtében a rotorok állapotára vonatkozó diagnosztikai információ bevihető a rendszerbe anélkül, hogy a légijármű lebegési stabilitása jelentősen romlana.

Fizikai szempontból a nulltérbeli gerjesztés a rotorok között előjeles periodikus terheléeloszlást hoz létre. Ennek következtében a rotorok villamos és mechanikai válaszjeleiben a gerjesztési frekvencián koherens moduláció jelenik meg, amelynek amplitúdója a rotor aktuális állapotától függ.

A nulltér alapú gerjesztés önmagában még nem biztosítja a rotorhibák megbízható detektálását. A gerjesztés hatására létrejövő válaszkomponensek amplitúdója általában

kicsi, miközben a mért jeleket a szabályozási kör működése, a környezeti zavarok és a mérési zaj egyaránt befolyásolják. Emiatt olyan jelfeldolgozási eljárás alkalmazása volt szükséges, amely képes a gerjesztési frekvenciával koherens válaszjelek kiemelésére. E célból lock-in detekciót alkalmaztam.

4.1.2 A lock-in detekció alkalmazása rotorhibák azonosítására

A nulltérben létrehozott diagnosztikai gerjesztés hatására a rotorok villamos és mechanikai válaszjeleiben periodikus komponensek jelennek meg a gerjesztési frekvencián. Ezek a komponensek információt hordoznak a rotorok aktuális állapotáról, amplitúdójuk azonban általában lényegesen kisebb, mint a szabályozási kör működéséből, a környezeti zavarokból vagy a mérési zajból származó jelösszetevőké. Emiatt olyan jelfeldolgozási módszer alkalmazása volt szükséges, amely képes a gerjesztési frekvenciával koherens válaszkomponensek megbízható kiemelésére [85, 86].

A gyenge periodikus jelek zajból történő kinyerésére széles körben alkalmazott eljárás a lock-in detekció, amely a referenciajel és a vizsgált jel közötti korreláció meghatározásán alapul. A módszer előnye, hogy kizárólag a referenciajellel azonos frekvenciájú és fáziskapcsolt komponensekre érzékeny, miközben a nem koherens zavarások jelentős részét elnyomja.

A lock-in feldolgozás alkalmazását megelőzően a mért jelekből eltávolítottam a gerjesztési frekvenciánál lényegesen lassabb komponenseket. Ezt egy nagy időállandójú mozgóátlagos szűrő alkalmazásával valósítottam meg, amely a lassú szabályozási korrekciókat, valamint az egyéb alacsony frekvenciás hatásokat csökkenti.

Legyen $x(t)$ a vizsgált mérési jel, amely például a rotor fordulatszámát, áramfelvételt vagy villamos teljesítményét reprezentálja. A lock-in detekció működési elve azon alapul, hogy a mérési jelből a gerjesztési frekvenciával koherens komponensek szinkron detektálással elkülöníthetők. Ennek érdekében a vizsgált jel a gerjesztőjel frekvenciájával azonos frekvenciájú, egymáshoz képest 90° fáziseltolású szinuszos és koszinuszos referenciajelekkel kerül feldolgozásra [87–89]:

$$x_s(t) = x(t) \sin(2\pi f_{\text{exc}} t), \quad (4.10)$$

$$x_c(t) = x(t) \cos(2\pi f_{\text{exc}} t). \quad (4.11)$$

Tegyük fel, hogy a mért jel tartalmaz egy, a gerjesztéssel koherens komponenst:

$$x(t) = A \sin(2\pi f_{\text{exc}} t + \varphi) + n(t), \quad (4.12)$$

ahol $n(t)$ a nem koherens zajt jelöli. Ekkor felhasználva a trigonometrikus azonosságokat, a szinuszos referencijellel végzett demoduláció:

$$\begin{aligned} x_s(t) &= A \sin(2\pi f_{\text{exc}} t + \varphi) \sin(2\pi f_{\text{exc}} t) + n(t) \sin(2\pi f_{\text{exc}} t) \\ &= \frac{A}{2} \left[\cos(\varphi) - \cos(4\pi f_{\text{exc}} t + \varphi) \right] + n(t) \sin(2\pi f_{\text{exc}} t), \end{aligned} \quad (4.13)$$

míg a koszinuszos referencijellel:

$$\begin{aligned} x_c(t) &= A \sin(2\pi f_{\text{exc}} t + \varphi) \cos(2\pi f_{\text{exc}} t) + n(t) \cos(2\pi f_{\text{exc}} t) \\ &= \frac{A}{2} \left[\sin(\varphi) + \sin(4\pi f_{\text{exc}} t + \varphi) \right] + n(t) \cos(2\pi f_{\text{exc}} t). \end{aligned} \quad (4.14)$$

A fenti kifejezésekben az első tagok alacsony frekvenciájú (DC) összetevőt tartalmaznak, míg a második tagok a kétszeres gerjesztési frekvencián ($2f_{\text{exc}}$) jelennek meg, és a zajtagok a referencijellel való szorzás után is nem koherens jellegűek maradnak.

Demodulációt követően alul áteresztő szűrés kerül alkalmazásra, amely eltávolítja a kétszeres gerjesztési frekvencián megjelenő összetevőket. Az alul áteresztő szűrés időtartománybeli integrálással valósult meg:

$$X = \frac{1}{T_{\text{int}}} \int_0^{T_{\text{int}}} x(t) \sin(2\pi f_{\text{exc}} t) dt, \quad (4.15)$$

$$Y = \frac{1}{T_{\text{int}}} \int_0^{T_{\text{int}}} x(t) \cos(2\pi f_{\text{exc}} t) dt. \quad (4.16)$$

Amennyiben az integrálási idő T_{int} egész számú gerjesztési periódust fed le, a $2f_{\text{exc}}$ frekvenciájú tagok átlagértéke zérushoz tart, a nem koherens zajkomponensek pedig az átlagolás miatt elnyomódnak, így jó közelítéssel:

$$X \approx \frac{A}{2} \cos(\varphi), \quad Y \approx \frac{A}{2} \sin(\varphi). \quad (4.17)$$

Az így kapott X és Y komponensek a koherens válasz amplitúdó- és fázisinformációját hordozzák. A szinuszos—koszinuszos demodulációból adódó $\frac{1}{2}$ skálázási tényező figyelembevételével a válasz amplitúdója:

$$A_x = 2\sqrt{X^2 + Y^2}, \quad (4.18)$$

míg a fázis:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{Y}{X}\right). \quad (4.19)$$

A lock-in detektor sávszélességét az alkalmazott integrálási időablak határozza meg. Az időbeli átlagolás következtében a nagyobb frekvenciájú, nem koherens összetevők elnyomásra kerülnek, miközben a gerjesztési frekvenciával szinkron komponensek megőrződnek. Az ehhez rendelhető f_c effektív vágási frekvencia közelítőleg:

$$f_c \approx \frac{1}{T_{\text{int}}}. \quad (4.20)$$

A lock-in detekció hatékony működéséhez az integrálási idő több gerjesztési periódust fed le:

$$T_{\text{int}} = N \cdot \frac{1}{f_{\text{exc}}}, \quad N \geq 5. \quad (4.21)$$

Ez egyrészt biztosítja, hogy a demoduláció során keletkező kétszeres frekvenciájú összetevők átlagértéke zérushoz tartson, másrészt a nem koherens zaj átlagolás révén elnyomódjon. Zárt szabályozási körben ez egyúttal a lassú dinamikák és alacsony frekvenciájú drift leválasztását is lehetővé teszi.

A további vizsgálatok során a lock-in detekcióval meghatározott amplitúdókból képzett relatív diagnosztikai indikátorokat alkalmaztam. Az amplitúdók a gerjesztési frekvencián megjelenő koherens válasz nagyságát reprezentálják, amelyekből a következő alfejezetben bemutatott normalizált diagnosztikai mutatók vezethetők le.

4.2 Relatív érzékenység és páronkénti diagnosztikai jellemző

A lock-in detekció segítségével minden rotor esetén meghatároztam a fordulatszám, a motoráram és a felvett villamos teljesítmény gerjesztési frekvenciához tartozó amplitúdóit. Ezekből olyan relatív érzékenységi jellemzőket definiáltam, amelyek a mechanikai és villamos válaszok egymáshoz viszonyított kapcsolatát jellemzik.

A meghatározott amplitúdók közül a rotorfordulatszám amplitúdója közvetlenül a hajtásrendszer mechanikai válaszát reprezentálja, míg a motoráram és a felvett villamos teljesítmény amplitúdója a rotor villamos energiaigényéről szolgáltat információt. A rotorok degradációja általában nem kizárólag ezen mennyiségek értékét módosítja, hanem elsősorban a mechanikai és villamos válaszok egymáshoz viszonyított kapcsolatát változtatja meg.

Ennek figyelembevételével olyan relatív érzékenységi mutatókat definiáltam, amelyek a

villamos mennyiségek lock-in amplitúdóit a fordulatszám amplitúdójához viszonyítják:

$$G_I = \frac{A_I}{A_\omega}, \quad G_P = \frac{A_P}{A_\omega} \quad (4.22)$$

, ahol A_I a motoráram, A_P a felvett villamos teljesítmény és A_ω a rotorfordulatszám lock-in amplitúdóit jelölik.

A relatív érzékenységi mutatók azt fejezik ki, hogy egységnyi fordulatszám válasz mellett mekkora villamos válasz jelenik meg az adott rotoron. Mivel a mechanikai és villamos paraméterek változásai eltérő módon befolyásolják ezt a kapcsolatot, a normalizált mutatók alkalmasak a rotorok állapotának összehasonlítására és a degradációk kimutatására.

Az egyedi rotorhibák lokalizálásához nem abszolút, hanem páronkénti összehasonlítást alkalmaztam. Egy (a, b) rotorpár esetén a relatív érzékenységi arányok:

$$R_I^{(a,b)} = \frac{G_I^{(a)}}{G_I^{(b)}}, \quad R_P^{(a,b)} = \frac{G_P^{(a)}}{G_P^{(b)}} \quad (4.23)$$

alakban definiálhatók.

A páronkénti érzékenységi arányok logaritmikus alakja:

$$S_I^{(a,b)} = \log R_I^{(a,b)}, \quad S_P^{(a,b)} = \log R_P^{(a,b)} \quad (4.24)$$

szimmetrikus reprezentációt biztosít a rotorok közötti relatív különbségek leírására. Azonos mértékű relatív növekedés és csökkenés azonos értékű, de ellentétes előjelű diagnosztikai pontszámot eredményez, miközben az azonos állapotú rotorokhoz tartozó érzékenységi arány egységnyi értéke a logaritmikus térben zérusként jelenik meg.

A logaritmikus transzformáció további előnye, hogy mérsékli a diagnosztikai mutatók dinamikatarományát, így a nagy amplitúdójú eltérések kevésbé dominálják a kiértékelést, ami zajos környezetben stabilabb diagnosztikai működést eredményez.

A relatív érzékenységi mutatók külön-külön is alkalmasak a rotorok állapotának összehasonlítására, ugyanakkor ugyanazon fizikai folyamat eltérő aspektusait írják le. A motoráram alapú mutató elsősorban a villamos veszteségek változására érzékeny, míg a teljesítmény-alapú mutató a villamos és mechanikai hatások együttes következményét tükrözi.

Ennek megfelelően a következő alfejezetben egy olyan kombinált relatív diagnosztikai indikátort vezetek be, amely mindkét relatív érzékenységi mutatót egységes diagnosztikai jellemzővé egyesíti.

4.2.1 Kombinált relatív diagnosztikai indikátor

Az előző alfejezetben bevezetett relatív érzékenységi mutatók a motoráram- és a villamos teljesítményalapú diagnosztikai információt külön-külön reprezentálják. Mindkét mutató ugyanazon fizikai folyamat eltérő aspektusát írja le, ezért a rotor állapotának jellemzése szempontjából célszerű egyetlen egységes diagnosztikai indikátorra egyesíteni őket.

Ennek érdekében egy kombinált relatív érzékenységi mutatót vezettem be, amely a két érzékenységi mutató geometriai átlagaként definiálható:

$$G_{\text{CMB}} = \sqrt{G_I G_P}. \quad (4.25)$$

A geometriai átlag alkalmazása biztosítja, hogy mindkét diagnosztikai csatorna azonos súllyal járuljon hozzá a kombinált indikátorhoz, miközben megőrzi a relatív érzékenységi mutatók arányjellegét. Pozitív értékű diagnosztikai mutatók esetén a geometriai átlag természetes választás, mivel egyik diagnosztikai csatornát sem részesíti előnyben, ugyanakkor kevésbé érzékeny a két mutató nagyságrendbeli különbségeire, mint az aritmetikai átlag.

Az egyedi rotorhibák lokalizálása továbbra is páronkénti összehasonlítással történik. Egy (a, b) rotorpár esetén a kombinált relatív érzékenységi arány:

$$R_{\text{CMB}}^{(a,b)} = \frac{G_{\text{CMB}}^{(a)}}{G_{\text{CMB}}^{(b)}} \quad (4.26)$$

alakban definiálható.

A végső páronkénti diagnosztikai pontszám ennek logaritmikus alakja:

$$S^{(a,b)} = \log \left(R_{\text{CMB}}^{(a,b)} \right). \quad (4.27)$$

Ennek megfelelően a kombinált diagnosztikai pontszám egyszerre veszi figyelembe a motoráram- és a teljesítményalapú információt, miközben egyetlen skaláris diagnosztikai jellemzőként írja le a két rotor egymáshoz viszonyított állapotát.

A logaritmikus reprezentáció előnyei változatlanul megmaradnak. Azonos mértékű relatív növekedés és csökkenés azonos abszolút értékű, de ellentétes előjelű diagnosztikai pontszámot eredményez, míg az azonos állapotú rotorokhoz tartozó relatív érzékenységi arány egységnyi értéke továbbra is zérus diagnosztikai pontszámként jelenik meg.

A kombinált relatív diagnosztikai indikátor alkalmazásával a diagnosztikai algoritmus egyszerűbbé válik, mivel a mechanikai és villamos információ egyetlen diagnosztikai mutatóban egyesül. Vizsgálataim során a továbbiakban ezt a kombinált relatív diagnosztikai pontszámot alkalmaztam az egyedi rotorhibák lokalizálására.

4.2.2 A kombinált relatív diagnosztikai indikátor szemléltetése

A kombinált relatív diagnosztikai indikátor működése egyszerű numerikus példákon keresztül szemléltethető. A eljárás során a rotorok összehasonlítása páronként történik. A quadcopter esetén a vizsgálatok során az (1, 4), illetve a (2, 3) rotorpárokat hasonlítottam össze. Az alábbi példák az (1, 4) rotorpárra kerülnek bemutatásra, azonban az eredmények a (2, 3) rotorpárra is analóg módon érvényesek.

A különböző degradációs esetekre kapott diagnosztikai pontszámokat a 4.1. táblázat foglalja össze.

4.1. táblázat. A kombinált relatív diagnosztikai indikátor működésének szemléltetése az (1, 4) rotorpáron.

Eset	$G_{CMB}^{(1)}$	$G_{CMB}^{(4)}$	$S^{(1,4)}$	Értelmezés
Hibamentes	0,20	0,20	0	Nincs eltérés
1-es rotor degradációja	0,10	0,20	-0,693	Az 1-es rotor állapota romlott
4-es rotor degradációja	0,20	0,10	+0,693	A 4-es rotor állapota romlott
Azonos degradáció	0,10	0,10	0	Csak közös módusú változás

Látható, hogy a diagnosztikai pontszám előjele közvetlenül megmutatja, melyik rotor állapota romlott a másikhoz képest, míg abszolút értéke a relatív eltérés nagyságát jellemzi. Amennyiben mindkét rotor azonos mértékben degradálódik, a relatív diagnosztikai pontszám változatlan marad, mivel a két rotor egymáshoz viszonyított állapota nem változik.

A kombinált relatív diagnosztikai indikátor tehát kizárólag a két összehasonlított rotor egymáshoz viszonyított állapotkülönbségét jellemzi. Ennek következtében az azonos mértékű, közös módusú állapotváltozások nem jelennek meg a relatív diagnosztikai pontszámokban.

Ez motiválta egy referencián alapuló abszolút diagnosztikai indikátor bevezetését, amely képes a relatív diagnosztikai pontszámból kieső közös módusú állapotváltozások kimutatására. A következő alfejezetben ennek páronkénti változatát vezetem be.

4.3 Páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátor

Az előző alfejezetben bemutatott relatív diagnosztikai indikátor a rotorok egymáshoz viszonyított állapotának összehasonlításán alapul. A relatív összehasonlításból azonban az is következik, hogy amennyiben egy összehasonlított rotorpár mindkét tagja azonos mértékű állapotváltozáson megy keresztül, akkor a diagnosztikai indikátor változatlan marad, mivel a két rotor közötti arány nem módosul.

Ennek kiküszöbölése érdekében minden rotort nemcsak a párjához, hanem a saját

hibamentes referenciaállapotához is viszonyítottam. Ennek megfelelően az i -edik rotor referencia diagnosztikai indikátorát:

$$D_i = \log \left(\frac{G_{\text{CMB}}^{(i)}}{G_{\text{CMB},0}^{(i)}} \right) \quad (4.28)$$

alakban definiáltam, ahol $G_{\text{CMB}}^{(i)}$ az aktuális, $G_{\text{CMB},0}^{(i)}$ pedig a hibamentes állapotban meghatározott kombinált relatív érzékenységi mutató.

Amennyiben a rotor állapota nem változik:

$$G_{\text{CMB}}^{(i)} = G_{\text{CMB},0}^{(i)} \quad (4.29)$$

, akkor:

$$D_i = 0. \quad (4.30)$$

Tegyük fel, hogy a rotor állapotváltozása következtében a kombinált relatív érzékenységi mutató a hibamentes érték k -szorosára változik, azaz:

$$G_{\text{CMB}}^{(i)} = k G_{\text{CMB},0}^{(i)}, \quad k > 0. \quad (4.31)$$

Ekkor:

$$D_i = \log(k). \quad (4.32)$$

Látható, hogy $k = 1$ esetén $D_i = 0$, míg $k < 1$ esetén $D_i < 0$, illetve $k > 1$ esetén $D_i > 0$. Ennek megfelelően a referencia diagnosztikai indikátor előjele azt jelzi, hogy a kombinált relatív érzékenységi mutató a hibamentes állapothoz képest csökkent vagy növekedett, értéke pedig a változás logaritmikus mértékét reprezentálja.

A rotoronkénti referencia diagnosztikai indikátorokból a két vizsgált rotorpárra páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorokat definiáltam:

$$D_{\text{CM}}^{(1,4)} = \frac{D_1 + D_4}{2} \quad (4.33)$$

, illetve:

$$D_{\text{CM}}^{(2,3)} = \frac{D_2 + D_3}{2}. \quad (4.34)$$

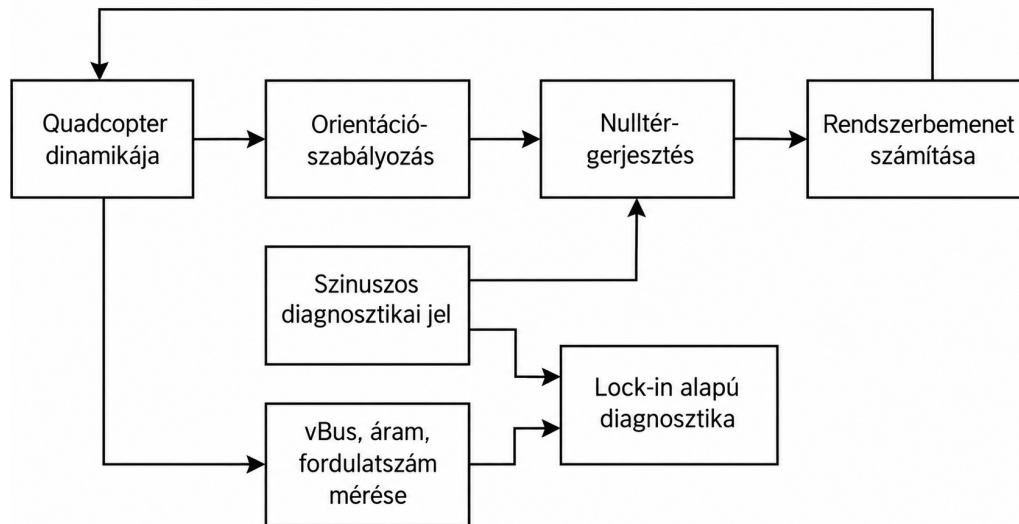
A páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok az adott rotorpár átlagos referenciás állapotváltozását jellemzik. Míg a kombinált relatív diagnosztikai pontszám kizárólag a két rotor közötti állapotkülönbséget írja le, addig a páronkénti közös módusú indikátor a két rotor közös állapotváltozásának mértékét reprezentálja, azaz két indikátor egymást kiegészítő információt szolgáltat.

Ezt a megközelítést a teljes hajtásrendszerre is általánosítom, és bevezetem a globális közös módusú diagnosztikai indikátort, amely a négy rotor referenciás diagnosztikai mutatóinak átlagaként definiáltam:

$$D_{CM} = \frac{1}{4} \sum_{i=1}^4 D_i. \quad (4.35)$$

4.3.1 Szimulációs teszt

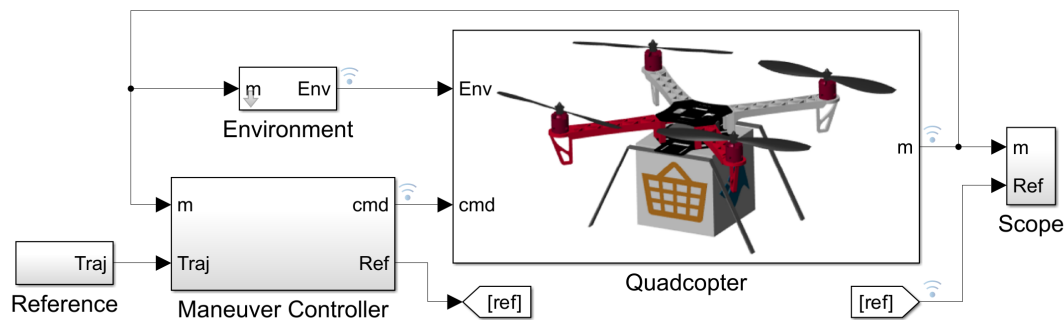
A kidolgozott diagnosztikai keretrendszer tesztelését MATLAB/Simulink Simscape környezetben végeztem, melynek felépítése a 4.1. ábrán látható [90]. A rendszer fő elemei az allokációs mátrix, a mátrix nullterét gerjesztő blokk, a repülésszabályozó, a rotorokból és motorokból álló hajtásrendszer, a mérési adatokat feldolgozó lock-in detektor, valamint a diagnosztikai döntéshozó modul.



4.1. ábra. A kidolgozott nulltér-alapú aktív diagnosztikai keretrendszer felépítése.

A szimulációs modell a MathWorks által publikált quadcopter modellre épül, amelyet a diagnosztikai funkciók megvalósításához módosítottam [91].

A rendszer architektúráját a 4.2. ábra mutatja be. A modell fő komponensei az eredeti trajektória generátort és quadcopter nemlineáris dinamikai modelljét, illetve a módosított manővervezérlőt tartalmazzák.

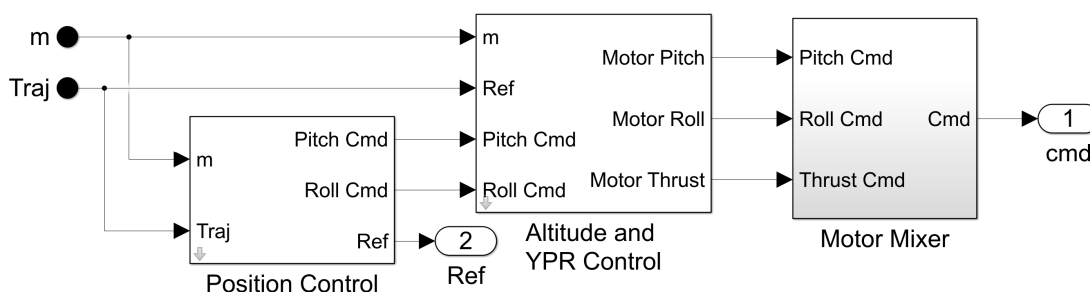


4.2. ábra. A quadcopter diagnosztikai rendszerének teljes Simulink-alapú blokkvázlata.

A *Position Control* blokk továbbra is az eredeti modellnek megfelelően, a referencia trajektória alapján számítja a szükséges pozíció- és orientációs referenciajeleket, míg az *Altitude and YPR Control* blokk végzi a magasság- és attitűdszabályozási feladatokat (4.2. ábra). A módosítás kizárólag az aktuátorok allokációs szintjén történt a Motor Mixer blokkban, így a magasabb szintű szabályozási hurkok változatlan formában maradtak (4.3. ábra).

A diagnosztikai módszer implementációja során a manővervezérlő eredeti struktúrája módosításra került. Az eredeti szabályozási architektúrában alkalmazott hagyományos *Motor Mixer* blokk helyére egy nulltér-gerjesztő mixer került integrálásra, a *yaw* szabályozást pedig eltávolítottam a szabályozási struktúrából.

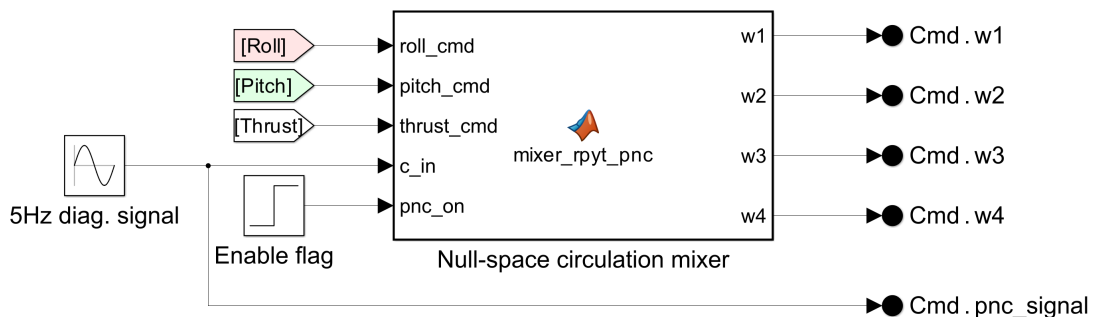
A *roll* és *pitch* szabályozás, valamint a pozíciótartó hurkok aktívak maradnak, a diagnosztikai módszer teljes mértékben zárt szabályozási körben, lebegő üzemállapotban kerül kiértékelésre. A módosított vezérlő struktúráját a 4.3. ábra szemlélteti.



4.3. ábra. A módosított manővervezérlő struktúrája. Az eredeti motor-keverő blokk helyére nulltér gerjesztő mixer került integrálásra a diagnosztikai gerjesztés támogatására.

A nulltér gerjesztő blokk (4.4. ábra) bemenetei a *roll*, *pitch* és *thrust* parancsok, valamint a diagnosztikai gerjesztőjel és annak engedélyező logikai jele. A diagnosztikai gerjesztés jelen esetben egy 5 Hz-es frekvenciájú szinuszos jel formájában kerül előállításra, amely a korábban definiált nulltérvektor mentén modulálja az egyes rotorparancsokat.

A mixer blokk a szabályozási parancsokhoz hozzáadja a nulltér gerjesztő komponensét, majd előállítja az egyes rotorokhoz tartozó módosított motorparancsokat ($w_1 \dots w_4$). A blokk külön kimeneten biztosítja a diagnosztikai gerjesztőjel monitorozását is, amely a későbbi kiértékelés és validáció során kerül felhasználásra.



4.4. ábra. A nulltér keringető mixer blokk részletes felépítése.

4.3.2 Vizsgált hibatípusok és esetek

A módszer teszteléséhez több, egymástól jól elkülöníthető hibatípust definiáltam. Ezek célja az volt, hogy lefedjék a gyakorlatban leggyakrabban előforduló rotordegradációs jelenségeket, valamint azok kombinációit. A vizsgált esetek az alábbi fő csoportokba sorolhatók:

- **Aerodinamikai degradáció:** egy adott rotor légszavarjának tolóerő-tényezője csökkentett értéket vesz fel, amely pl. a légszavar sérülését reprezentálja.
- **Mechanikai súrlódás növekedése:** egy adott motor viszkozus súrlódási együtthatójának növelése, amely csapágykopásra vagy mechanikai hibára utal.
- **Kombinált hibák:** aerodinamikai és mechanikai degradáció egyidejű jelenléte ugyanazon rotoron.
- **Többrotoros esetek:** két vagy több rotor egyidejű hibája, beleértve a teljes, mind a négy rotorra kiterjedő degradációt is.

A teljes rotorcsoportra kiterjedő, azonos mértékű paraméterváltozások különösen fontos

szerepet játszanak a vizsgálatban, mivel ezek tipikus közös módusú esetek, amelyek a pusztán relatív összehasonlításra alapuló módszerek számára nem detektálhatók.

A mechanikai degradációt viszkózus súrlódásnövekedéssel modelleztem, amely a motor tengelyére ható nyomatékként jelent meg. A τ_{fric} súrlódási nyomaték a fordulatszámmal arányos formában került definiálásra:

$$\tau_{fric} = c_v \omega, \quad (4.36)$$

ahol ω a rotor szögsebessége [rad/s], c_v pedig a viszkózus súrlódási együttható.

A vizsgálatok során $c_v = 2 \times 10^{-6} \text{ Nm s/rad}$ értéket alkalmaztam az érintett rotorok esetén. Ez az érték kis mértékű, kezdeti csapágykopás vagy kenési állapotromlás hatásának modellezésére szolgál, amely önmagában nem okoz drasztikus teljesítménycsökkenést, azonban alkalmas a diagnosztikai módszer érzékenységének vizsgálatára.

Az aerodinamikai degradációt a légcsavar tolóerő tényezőjének (kT) csökkentésével modelleztem. A vizsgált esetekben a tolóerő tényezőt 5%-kal, illetve 10%-kal csökkentettem egyedi, illetve több rotor esetén is, szimulálva a légcsavar felületi sérülését vagy az aerodinamikai hatásfok romlását.

4.3.3 Gerjesztési és mérési beállítások

A diagnosztikai gerjesztés frekvenciáját 5 Hz értékre, míg a relatív amplitúdót (α) kis mértékűre választottam. A frekvencia megválasztásánál elsődleges szempont volt, hogy a motor–légcsavar rendszer dinamikája még megfelelő amplitúdóval tudja követni a gerjesztést, ugyanakkor a gerjesztési komponens kellően elkülönüljön a repülésszabályozó lassabb dinamikájától és az alacsony frekvenciás zavaró hatásoktól.

A választott frekvencia emellett lehetővé teszi, hogy a lock-in detekció a rotorok állapotára jellemző válaszkomponenseket megfelelő jel-zaj viszony mellett emelje ki, miközben a gerjesztés nem okoz érzékelhető romlást a lebegési állapot stabilitásában.

A diagnosztikai feldolgozáshoz az alábbi jelek kerültek rögzítésre:

- gerjesztő szinuszjel,
- rotorfordulatszámok [RPM],
- motoráramok [A],
- akkumulátorfeszültség (vBus) [V],
- valamint az ezekből számított elektromos teljesítmény [W].

A jelek mintavételezése egységes, 100 Hz mintavételi frekvenciával történt, amely kellően

nagy ahhoz, hogy a gerjesztési frekvencia pontosan rekonstruálható legyen.

4.3.4 Zaj- és drift-modellek

A javasolt diagnosztikai módszer robusztusságának vizsgálatához a szimulált mérési jelekhez additív zaj- és lassú drift komponensek kerültek hozzáadásra. A cél egy reális, lebegés közbeni üzemeltetés során várható mérési bizonytalanság és környezeti hatás reprezentálása volt.

A mérési zajt additív, fehér zajként modelleztem, amelynek szórását az adott jel szórásának százalékában határoztam meg. A vizsgálatok során egyetlen, közepes (MED) zajszintet alkalmaztam, amely 2% relatív szórásnak felel meg.

A lassú drift komponensek alacsony frekvenciájú, időben korrelált változásokat reprezentálnak, amelyek például hőmérséklet változásból, akkumulátorfeszültség csökkenésből vagy üzemállapot függő terhelésváltozásból eredhetnek. A driftet fehér zaj elsőrendű aluláteresztő szűrésével állítottam elő:

$$d(t_k) = \alpha d(t_{k-1}) + (1 - \alpha) w(t_k), \quad (4.37)$$

ahol $w(t_k)$ egységsszórású fehér zaj, $\alpha = \exp(-2\pi f_c / f_s)$, f_c a drift vágási frekvenciája, f_s pedig a mintavételi frekvencia.

A vizsgálatok során a vágási frekvenciát $f_c = 0.2$ Hz értékre választottam, így a szűrő elsősorban a diagnosztikai időablaknál lényegesen lassabban változó komponenseket távolítja el a mérési jelekből.

A drift komponenszt a mért jelekre multiplikatív módon alkalmaztam, így biztosítva a minden rotort azonos módon érintő, közös módusú jellegű eltolódást:

$$\tilde{x}(t_k) = x(t_k) (1 + \beta d(t_k)), \quad (4.38)$$

ahol $x(t_k)$ az eredeti mérési jel, $\tilde{x}(t_k)$ a driftelt jel, β pedig a drift relatív amplitúdóját meghatározó skálázási tényező.

Az amplitúdóját a névleges jelértékekhez viszonyítva körülbelül 2 % nagyságrendben választottam meg a tápfeszültség esetén, illetve 1-1,5 %-os tartományban a fordulatszám- és árammérésekre. Ez a beállítás biztosítja, hogy a közös módusú hatások a mért jelekben észrevehető, de nem domináns módon jelenjenek meg, és lehetővé tegye a páronkénti, relatív jellemzők vizsgálatát.

4.3.5 Monte Carlo elemzés

A diagnosztikai indikátorok robusztusságának és statisztikai elkülöníthetőségének vizsgálatához Monte Carlo elemzést alkalmaztam.

A rotor diagnosztikai módszer kiértékelését 17 különböző szimulációs esetben végeztem el. Minden vizsgált hibaeset esetén $N_{MC} = 300$ teszteset került generálásra.

A tesztesetek között a rendszer fizikai paraméterei változatlanok maradtak, míg a mérési zaj- és drift-komponensek véletlenszerűen módosultak a 4.3.4 alfejezetben definiált modellek szerint.

Minden tesztesetre külön lefutott a teljes lock-in feldolgozás, a relatív érzékenységek számítása, valamint a páronkénti diagnosztikai jellemzők meghatározása.

4.3.6 Eredmények ismertetése

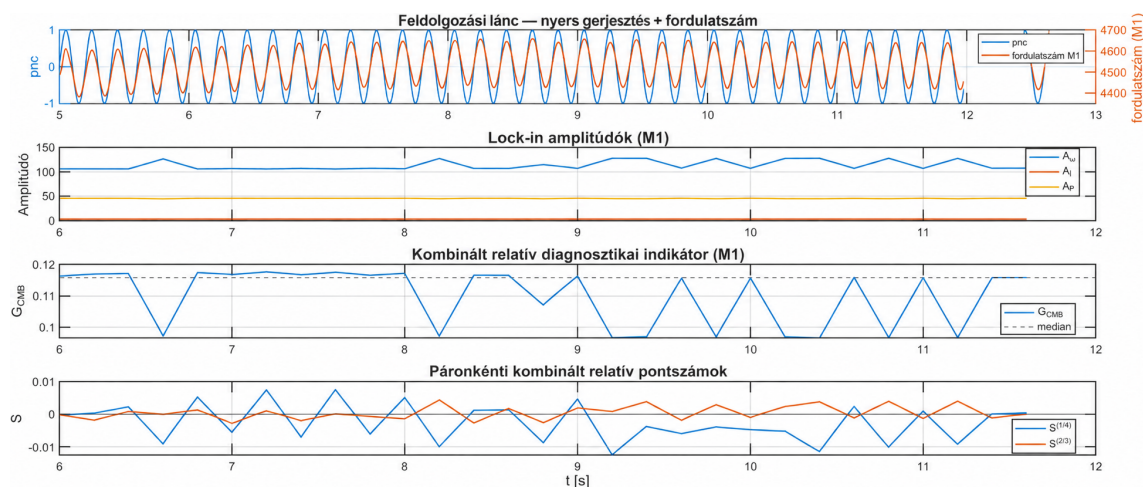
A referenciát egy hibamentes állapot, valamint külön a rotorokra (M1, M2, M3, M4) injektált hibákat tartalmazó mérési adatkészlet biztosítja. A vizsgált degradációk:

- viszkózus súrlódás növelése (Friction-only),
- a légcsavar tolóerő tényezőjének 5–10%-os csökkentése (k_T -only),
- a két hibatípus együttes alkalmazása (Friction+ k_T).

Valamennyi szimulációban a diagnosztikai feldolgozás az indítást követő $T_d = 5$ s időpillanatban aktiválódott, amikor a quadcopter már stabil lebegési állapotot ért el. Minden esetben azonos diagnosztikai protokoll került alkalmazásra: ugyanazon időablakban történt a lock-in integrálás, a relatív érzékenységi mutatók meghatározása, a kombinált relatív, valamint a páronkénti és globális diagnosztikai indikátor képzése.

Ennek köszönhetően az egyes hibaesetek eredményei közvetlenül összehasonlíthatók voltak.

4.3.7 A diagnosztikai jelfeldolgozási lánc működése hibamentes állapotban



4.5. ábra. A diagnosztikai jelfeldolgozási lánc működése hibamentes (baseline) állapotban.

A 4.5. ábra a diagnosztikai jelfeldolgozási lánc fő lépéseit szemlélteti hibamentes állapotban.

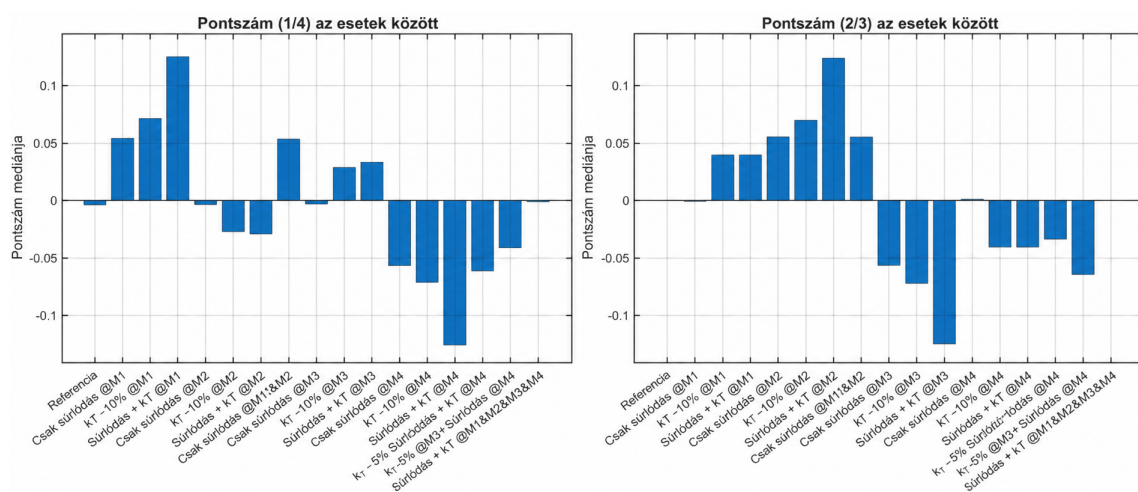
A felső diagramon látható a vezérlőallokációs mátrix nullterébe injektált szinuszos gerjesztés, valamint az ennek hatására kialakuló rotorfordulatszám8 válasz. Megfigyelhető, hogy a rotor stabilan követi a gerjesztési frekvenciát, így a diagnosztikai információ jól elkülöníthető módon jelenik meg a mérési jelekben.

A második diagram a lock-in detekció által meghatározott amplitúdókat mutatja. A rotorfordulatszámhoz, motoráramhoz és a felvett villamos teljesítményhez tartozó amplitúdók a teljes vizsgálati időtartomány alatt közel állandó értéket vesznek fel, ami igazolja, hogy a lock-in feldolgozás hatékonyan emeli ki a gerjesztési frekvencián megjelenő koherens komponenseket, miközben a zaj és a nem koherens zavaró hatások jelentős részét elnyomja.

A harmadik diagram a relatív érzékenységi mutatókból képzett kombinált relatív diagnosztikai indikátor (G_{CMB}) időbeli alakulását mutatja. Az indikátor csak kismértékű ingadozást mutat, és a medián értéke körül stabilan marad, ami jól szemlélteti a diagnosztikai jellemző reprodukálhatóságát.

Az alsó diagram a két vizsgált rotorpárhoz tartozó kombinált relatív diagnosztikai pontszámok időbeli alakulását mutatja. Mivel a hibamentes esetben valamennyi rotor azonos paraméterekkel rendelkezik, a diagnosztikai pontszámok zérus körül koncentrálódnak, és nem figyelhető meg tartós pozitív vagy negatív eltolódás. Ez igazolja, hogy a módszer hibamentes állapotban szimmetrikus viselkedést mutat, valamint nem generál hamis hibajelzéseket a rotorok között.

4.3.8 A kombinált relatív diagnosztikai indikátor lokalizációs képessége



4.6. ábra. A kombinált relatív diagnosztikai pontszámok medián értékei a különböző hibaforgatókönyvek esetén.

A relatív diagnosztikai módszer működésének szemléltetésére először a két rotorpárhoz tartozó kombinált diagnosztikai pontszámokat vizsgáltam. A pontszámok a 4.6. ábrán láthatók az összes vizsgált hibaforgatókönyvre.

A hibamentes referenciaállapotban mindkét rotorpár pontszáma zérus közeli értéket vesz fel, ami összhangban van a szimmetrikus rendszerrel és igazolja, hogy a módszer nem eredményez hamis hibajelzést.

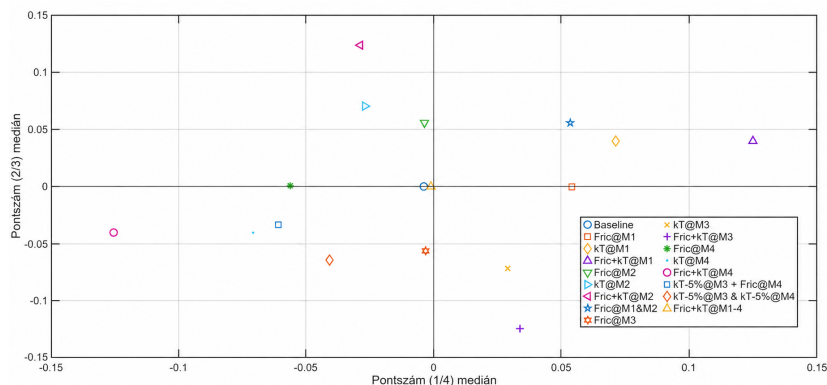
Az egyedi rotorhibák esetén a megfelelő rotorpárhoz tartozó diagnosztikai pontszám jelentősen eltávolodik a referenciaértéktől, miközben a másik rotorpár pontszáma csak kismértékben változik. A pontszám előjele attól függ, hogy a hiba a rotorpár melyik tagján jelentkezik, ezért ugyanazon rotorpáron belül a két motor jól elkülöníthető pozitív, illetve negatív diagnosztikai értéket eredményez.

Megfigyelhető ugyanakkor, hogy a nem érintett rotorpár pontszáma sem marad tökéletesen zérus. Ez különösen a tolóerő-tényező (k_T) csökkentése esetén figyelhető meg. Ennek oka, hogy a rotorhiba hatására a zárt szabályozási kör áttérheli a többi rotort is, így a rotorfordulatszám jelekből lock-in detekcióval meghatározott amplitúdók (A_ω) valamennyi aktuátornál kismértékben módosulnak. Mivel a relatív diagnosztikai indikátor normalizálása a rotorfordulatszámhoz tartozó amplitúdóval történik, ez a szabályozási kölcsönhatás kis mértékű keresztcsatolást okoz a diagnosztikai pontszámok között.

Ennek ellenére jól látható, hogy minden vizsgált egyedi meghibásodás esetén mindig az érintett rotorpárhoz tartozó pontszám mutatja a legnagyobb abszolút eltérést, így a relatív

diagnosztikai mutató alkalmas a rotorhibák páralapú lokalizálására.

4.3.9 A diagnosztikai döntési tér



4.7. ábra. A kombinált relatív diagnosztikai pontszámok kétdimenziós diagnosztikai tere a vizsgált hibaforogatókönyvek esetén.

A 4.7. ábra a két vizsgált rotorpárhoz tartozó kombinált relatív diagnosztikai jellemzők medián értékeit mutatja kétdimenziós diagnosztikai térben. A vízszintes tengelyen az (1, 4) rotorpárhoz tartozó $S^{(1,4)}$, míg a függőleges tengelyen a (2, 3) rotorpárhoz tartozó $S^{(2,3)}$ pontszám szerepel.

Hibamentes állapotban mindkét pontszám nulla közelében helyezkedik el, ezért a hibamentes eset az origó környezetében jelenik meg. Egyedi rotorhiba esetén a diagnosztikai pont az érintett rotorpár tengelye mentén mozdul el. Az elmozdulás előjele azt mutatja, hogy a rotorpár melyik tagján jelentkezik a degradáció, míg az elmozdulás nagysága a hiba diagnosztikai hatásának erősségére utal.

Az (1, 4) rotorpárhoz tartozó hibák elsősorban a vízszintes tengely mentén, míg a (2, 3) rotorpárhoz tartozó hibák elsősorban a függőleges tengely mentén okoznak elmozdulást. Ez igazolja, hogy a két kombinált relatív diagnosztikai pontszám alkalmas a rotorhibák páralapú lokalizálására.

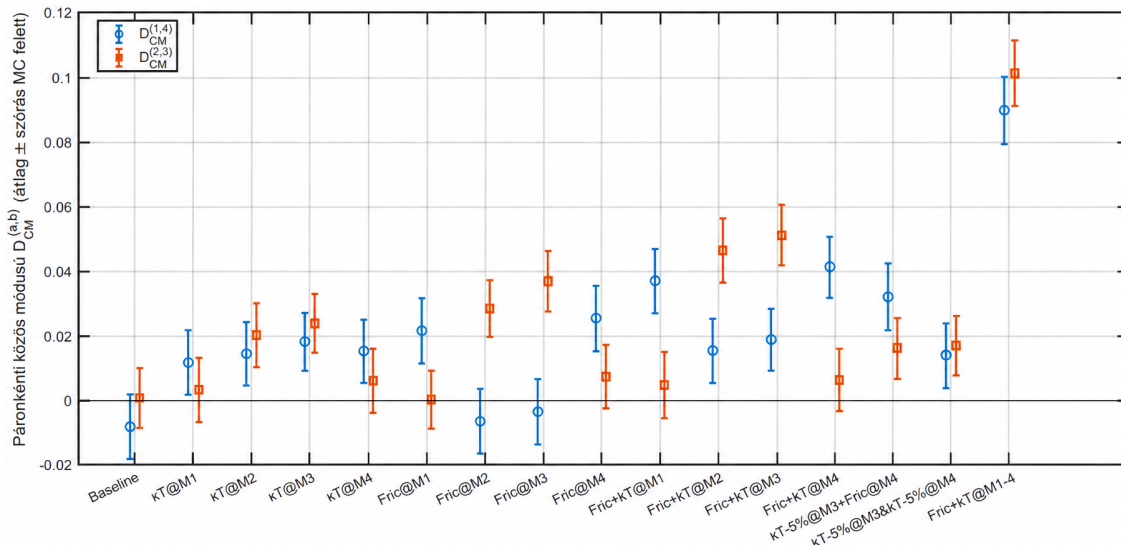
A diagnosztikai döntési tér alapján tehát a relatív pontszámok nem független, teljesen leválasztott csatornákként értelmezhetők, hanem a zárt szabályozási körben kialakuló csatolt diagnosztikai válasz koordinátáiként. Ennek ellenére a pontok elhelyezkedése alapján az érintett rotorpár és a degradáció iránya egyértelműen meghatározható.

4.3.10 Tézis kimondása

3.1. tézis – Kidolgoztam egy aktív rotordiagnosztikai keretrendszert, amely a vezérlőallokációs mátrix nullterébe injektált szinuszos gerjesztés és lock-in detekció alkalmazásával

zárt szabályozási kör mellett is lehetővé teszi a rotorok relatív állapotának meghatározását [S6].

4.3.11 Páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok



4.8. ábra. A páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok különböző degradációk esetén. A hibasávok a Monte Carlo futások átlagát és szórását mutatják.

Az előző alfejezetekben bemutatott relatív diagnosztikai pontszámok elsősorban a rotorok egymáshoz viszonyított állapotkülönbségét írják le. Ennek megfelelően kiválóan alkalmasak az aszimmetrikus degradációk lokalizálására, ugyanakkor az azonos mértékű közös állapotváltozásokra nem érzékenyek.

A probléma kezelésére bevezetett páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok eredményeit a 4.8. ábra mutatja. Az ábrán a két vizsgált rotorpárhoz tartozó $D_{CM}^{(1,4)}$ és $D_{CM}^{(2,3)}$ indikátorok Monte Carlo futásokból számított átlagértékei és szórásai láthatók.

Megfigyelhető, hogy amennyiben egy degradáció kizárólag az (1, 4) rotorpárt érinti, akkor $D_{CM}^{(1,4)}$ jelentősen eltávolodik a referenciaállapottól, míg $D_{CM}^{(2,3)}$ továbbra is zérus közeli marad. Hasonló jelenség figyelhető meg a (2, 3) rotorpár degradációja esetén is.

A legfontosabb különbség a relatív diagnosztikai pontszámhoz képest azokban az esetekben figyelhető meg, amikor egy rotorpár mindkét tagja egyszerre degradálódik. Míg a relatív diagnosztikai pontszám ilyenkor a két rotor közötti arány változatlansága miatt közel zérus maradhat, addig a páronkénti közös módusú indikátor egyértelműen jelzi a rotorpár átlagos állapotromlását.

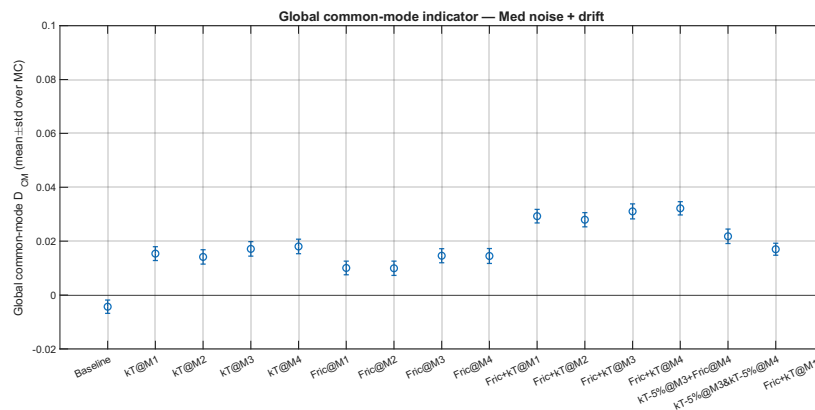
Az eredmények azt mutatják, hogy a páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátor sike-

resen egészíti ki a relatív diagnosztikai módszert. A két indikátor együttes alkalmazásával egyidejűleg meghatározható a degradáció helye és az adott rotorpár közös állapotváltozásának mértéke.

Megfigyelhető továbbá, hogy a Monte Carlo futásokból származó szórások valamennyi esetben lényegesen kisebbek a különböző degradációk között kialakuló átlagos eltéréseknél. Ez arra utal, hogy a páronkénti közös módusú indikátor zaj és paraméterbizonytalanság jelenlétében is stabil diagnosztikai jellemzőnek tekinthető.

Ugyanakkor még csak az egyes rotorpárok átlagos állapotát írja le. A teljes hajtásrendszer általános állapotának jellemzésére szolgáló globális diagnosztikai mutató eredményeit a következő alfejezetben ismertetem.

4.3.12 Globális közös módusú diagnosztikai indikátor



4.9. ábra. A globális közös módusú diagnosztikai indikátor különböző degradációk esetén. A hibasávok a Monte Carlo futások átlagát és szórását mutatják.

A páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok az egyes rotorpárok átlagos állapotváltozását jellemzik. Számos gyakorlati alkalmazásban azonban nem egyetlen rotorpár állapotának vizsgálata a cél, hanem a teljes hajtásrendszer általános állapotának nyomon követése. Ennek érdekében a rotoronkénti referenciás diagnosztikai mutatókból globális közös módusú diagnosztikai indikátort képeztem, amelynek eredménye a 4.9. ábrán látható.

Megfigyelhető, hogy egyetlen rotor degradációja esetén a globális indikátor csak mérsékelt mértékben tér el a referenciaállapottól, mivel a teljes hajtásrendszerből csupán egyetlen aktuátor állapota változik. Ahogy a degradáció egyre több rotort érint, a globális diagnosztikai indikátor értéke fokozatosan növekszik.

Különösen jól megfigyelhető ez a rotorpárokat érintő közös degradációk esetén, amikor a globális indikátor lényegesen nagyobb eltérést mutat, mint az egyedi rotorhibák esetében.

Azaz a teljes hajtásrendszer általános egészségi állapotának egyetlen skaláris mutatóval történő jellemzését teszi lehetővé.

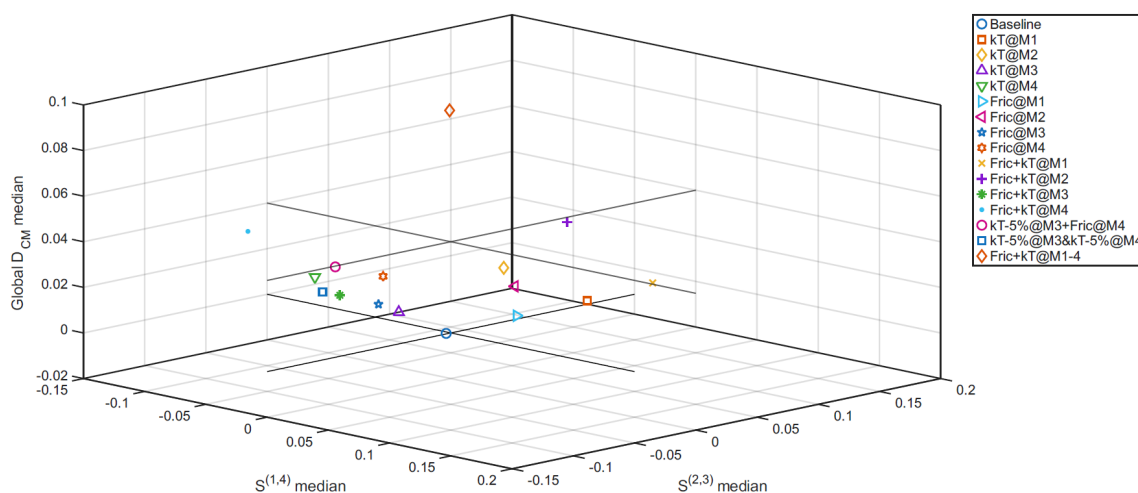
Megfigyelhető továbbá, hogy a Monte Carlo futásokból származó szórások minden vizsgált esetben lényegesen kisebbek az egyes degradációs szintek között kialakuló különbségeknél. Ez arra utal, hogy a globális diagnosztikai indikátor megfelelő stabilitással rendelkezik a paraméterbizonytalanságokkal és a mérési zajjal szemben.

A kombinált relatív diagnosztikai pontszámok, a páronkénti és a globális közös módusú diagnosztikai indikátor együttes alkalmazása lehetővé teszi a rotorhibák több szinten történő értelmezését.

4.3.13 Hierarchikus diagnosztikai tér

Az előző alfejezetekben bevezetett relatív, páronkénti közös módusú és globális közös módusú diagnosztikai indikátorok együttesen egy hierarchikus diagnosztikai keretrendszert alkotnak. A diagnosztikai eljárás első lépésben a rotorok közötti relatív eltéréseket vizsgálja, ezt követően a rotorpárok közös állapotváltozását értékeli, végül a teljes hajtásrendszer globális állapotát mutatja.

A diagnosztikai folyamat szemléltetésére egy háromdimenziós diagnosztikai állapottér vezethető be, amely a 4.10. ábrán látható.



4.10. ábra. A hierarchikus diagnosztikai tér, amely a kombinált relatív diagnosztikai pontszámokat és a globális közös módusú diagnosztikai indikátort egyetlen diagnosztikai térbe egyesíti.

A diagnosztikai állapottér vízszintes síkját a két rotorpárhoz tartozó kombinált relatív diagnosztikai pontszám $(S^{(1,4)}, S^{(2,3)})$ alkotja. Ezek a koordináták a rotorok közötti

aszimmetrikus állapotváltozásokat reprezentálják. Az egyes tengelyek előjele és nagysága közvetlenül utal arra, hogy melyik rotorpárban, illetve a rotorpáron belül melyik rotor állapota változott meg.

A diagnosztikai tér harmadik koordinátáját a globális közös módusú diagnosztikai indikátor D_{CM} adja, amely a teljes hajtásrendszer átlagos referenciás állapotváltozását jellemzi. Ennek megfelelően minden diagnosztikai állapot egyetlen pontként jelenik meg a háromdimenziós diagnosztikai térben, amelynek koordinátái $(S^{(1,4)}, S^{(2,3)}, D_{CM})$ alakban írhatók fel.

A páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok $D_{CM}^{(1,4)}$ és $D_{CM}^{(2,3)}$ a diagnosztikai algoritmus közbelső döntési szintjét alkotják. Ezek segítségével eldönthető, hogy az adott rotorpár két tagját egyidejűleg érinti-e közös állapotváltozás. Mivel ezek a diagnosztikai jellemzők a végső globális indikátor meghatározását szolgálják, a háromdimenziós diagnosztikai tér koordinátái között nem szerepelnek, ugyanakkor a hierarchikus diagnosztikai döntési folyamat lényeges részét képezik.

A diagnosztikai tér origója a hibamentes referencia állapotnak felel meg. Az origótól történő vízszintes elmozdulás a rotorpárok közötti aszimmetrikus degradációkat jellemzi, míg a függőleges tengely mentén bekövetkező elmozdulás a teljes hajtásrendszert érintő közös módusú állapotváltozás mértékét fejezi ki.

A hierarchikus diagnosztikai struktúra működése három egymásra épülő kiértékelési szinten történik:

- első lépésben a relatív diagnosztikai pontszámok lokalizálják az aszimmetrikus rotorhibákat,
- ezt követően a páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok meghatározzák, hogy az egyes rotorpárok mindkét tagját érinti-e közös állapotváltozás,
- végül a globális közös módusú diagnosztikai indikátor a teljes hajtásrendszer átlagos állapotát jellemzi.

A bemutatott hierarchikus diagnosztikai keretrendszer a relatív, páronkénti és globális közös módusú diagnosztikai információkat egymást kiegészítő módon egyesíti. Ennek eredményeként a korábban alkalmazott kizárólag relatív diagnosztikai megközelítéshez képest lényegesen teljesebb állapotinformáció nyerhető ki a lock-in detekcióval meghatározott diagnosztikai jellemzőkből.

Az eredmények igazolják, hogy a vezérlőallokációs mátrix nullterébe injektált szinuszos gerjesztésre, a lock-in detekcióra, valamint a relatív és közös módusú diagnosztikai indikátorokra épülő hierarchikus diagnosztikai eljárás alkalmas a multirotoros hajtásrendszerek állapotának többszintű, robusztus kiértékelésére.

4.3.14 Tézis kimondása

3.2. tézis – *Kidolgoztam egy hierarchikus diagnosztikai keretrendszert relatív, páronkénti és globális közös módusú diagnosztikai indikátorok integrált alkalmazásával. Igazoltam, hogy a módszer lehetővé teszi az egyedi rotorhibák lokalizálását, valamint a teljes hajtásrendszert érintő szimmetrikus állapotváltozások azonosítását [S6].*

5 Összefoglalás

Kutatásom célja olyan módszerek kidolgozása és vizsgálata volt, amelyek hozzájárulnak a multirotoros pilóta nélküli légitárművek energia hatékonyabb, robusztusabb és biztonságosabb működéséhez. Három, egymással szorosan összefüggő területre fókuszáltam: a leszállási folyamatok vizsgálatára normál és vészhelyzeti esetekben, a pályakövető szabályozás robusztusságának növelésére, valamint a hajtásrendszer állapotának repülés közbeni diagnosztikájára.

A kutatás első részében a multirotoros UAV-k energiahatékony és biztonságos leszállási stratégiáit vizsgáltam. Elemeztem a különböző süllyedési pályák aerodinamikai sajátosságait, valamint igazoltam, hogy a megfelelően megválasztott leszállási trajektória kedvezően befolyásolja a rendszer energiafelhasználását és mérsékli a veszélyes aerodinamikai jelenségek kialakulásának kockázatát. Ezt követően a rögzített állásszögű légszárak autorotációs üzemállapotát vizsgáltam, és kimutattam, hogy PWM alapú dinamikus fékezéssel a légszárak aerodinamikai fékezőereje jelentősen növelhető. Szélcsatorna-mérések, CFD-szimulációk elvégzése után és matematikai modellezés alapján igazoltam, hogy az eljárás csökkenti a süllyedési végsebességet, ezáltal a becsapódási energiát is. A kidolgozott módszer hozzájárulhat a multirotoros UAV-k biztonságosabb kényszerleszállásához és az energia hatékony süllyedési stratégiák megvalósításához.

A kutatás második részében az RFPT adaptív szabályozási struktúra továbbfejlesztésével foglalkoztam. Az eredeti PID-alapú kinematikai blokk mellett csúszómódú (SMC) és terminális csúszómódú (TSMC) kinematikai szabályozókat integráltam az RFPT keretrendszerbe úgy, hogy a deformációs blokk változatlan maradt. Az eltérő szabályozási struktúrák optimális paraméterezésére egy genetikusan alapuló automatikus hangolási módszert dolgoztam ki, amely az RFPT és a kinematikai szabályozók paramétereit együttesen optimalizálja. A kidolgozott eljárással behangolt szabályozók teljesítményét Monte Carlo alapú robusztussági vizsgálatokkal értékeltem. Az eredmények igazolták, hogy a csúszómód alapú kinematikai blokkok jelentősen növelik a rendszer zavarelhárító képességét és a sikeres pályakövetési arányt, miközben az RFPT adaptív tulajdonságai megmaradnak.

A kutatás harmadik részében egy új, aktív rotordiagnosztikai keretrendszert dolgoztam ki multirotoros UAV-k számára. A módszer a vezérlőallokációs mátrix nullterébe injektált szinuszos gerjesztést és a lock-in detekciót alkalmaztam annak érdekében, hogy a rotorok állapotára jellemző diagnosztikai információk zárt szabályozási kör mellett, lebegési üzemállapotban is megbízhatóan kinyerhetők legyenek. A kidolgozott relatív, páronkénti és globális közös módusú diagnosztikai indikátorokra épülő hierarchikus diagnosztikai keretrendszer lehetővé teszi az egyedi rotorhibák lokalizálását, a rotorpárokat érintő

közös állapotváltozások azonosítását, valamint a teljes hajtásrendszer általános állapotának egységes értékelését.

5.1 Tézisek

1. Téziscsoport – Aerodinamikai hatások hasznosítása multirotoros UAV-k süllyedésének és leszállásának optimalizálására

1.1. tézis – Kimutattam, hogy a spirális leszállási pálya alkalmazásával a multirotoros UAV az örvénygyűrűs állapot kialakulásának elkerülése mellett nagyobb vertikális süllyedési sebességgel üzemeltethető, ezáltal a leszállási idő csökkenthető. Igazoltam, hogy a rövidebb leszállási időből származó energiamegtakarítás meghaladja a spirális pálya követéséből adódó többletenergia-igényt, így a teljes leszállási energiafelhasználás a hagyományos függőleges süllyedéshez képest csökkenthető [S1].

1.2. tézis – Kimutattam, hogy a fix állásszögű multirotoros légcsavaroknak autorotációs üzemmódban kialakuló aerodinamikai fékezőhatása dinamikus fékezéssel növelhető, mivel a maximális fékezőerő nem a szabadon forgó vagy a maximálisan fékezett állapothoz, hanem egy légcsavar geometriától függő optimális lapátcsúcs-sebességhez tartozik [S2][S3].

2. Téziscsoport – RFPT-alapú pályakövető szabályozás robusztusságának növelése kinematikai blokk fejlesztésével és paraméteroptimalizálással

2.1. tézis – Kimutattam, hogy az RFPT szabályozási struktúrában alkalmazott csúszómód-alapú (SMC), illetve terminális csúszómód-alapú (TSMC) kinematikai blokk jelentősen növeli a quadcopter pályakövető rendszerének robusztusságát. A robusztusság növekedését Monte Carlo szimulációkkal igazoltam, amelyekben nagy impulzusú külső zavarások mellett az SMC- és TSMC-alapú megoldások szignifikánsan magasabb pályakövetési sikerarányt értek el [S4].

2.2. tézis – Kidolgoztam egy genetikus algoritmuson alapuló hangolási eljárást, amely lehetővé teszi az RFPT szabályozó több paraméterének egyidejű, célfüggvény alapján történő optimalizálását, ezáltal automatizálva a paraméterhangolás folyamatát [S5].

3. Téziscsoport – Nulltér-alapú aktív diagnosztikai keretrendszer kidolgozása multirotoros UAV-k rotorállapotának vizsgálatára

3.1. tézis – Kidolgoztam egy aktív rotordiagnosztikai keretrendszert, amely a vezérlőallokációs mátrix nullterébe injektált szinuszos gerjesztés és lock-in detekció alkalmazásával zárt szabályozási kör mellett is lehetővé teszi a rotorok relatív állapotának meghatározását [S6].

3.2. tézis – *Kidolgoztam egy hierarchikus diagnosztikai keretrendszert relatív, páronkénti és globális közös módusú diagnosztikai indikátorok integrált alkalmazásával. Igazoltam, hogy a módszer lehetővé teszi az egyedi rotorhibák lokalizálását, valamint a teljes hajtásrendszert érintő szimmetrikus állapotváltozások azonosítását [S6].*

5.2 Az eredmények hasznosítási lehetősége

A kutatás eredményei felhasználhatók a multirotoros rendszerek energiafelhasználásával, irányításával és állapotfelügyeletével kapcsolatos további fejlesztések támogatására.

Az első téziscsoport eredményei jó alapot szolgáltathatnak olyan autonóm repülésvezérlő algoritmusok kidolgozásához, amelyek figyelembe veszik a leszállási pálya energiaigényét és az örvénygyűrűs állapot kialakulásának kockázatát. Az autorotációs üzemmód és az aerodinamikai fékezés vizsgálatának eredményei hozzájárulhatnak energia hatékony süllyedési és landolási eljárások fejlesztéséhez a légcsavarok aerodinamikai tulajdonságaira építve.

A második téziscsoport eredményei az UAV-k robusztus autonóm irányítási rendszereinek fejlesztésében hasznosíthatók. A csúszómód alapú kinematikai blokkok alkalmazása RFPT szabályozó esetén növeli a pályakövetés megbízhatóságát impulzusszerű zavarásokkal terhelt környezetben, míg a genetikusan alapuló paraméteroptimalizálás támogatja a szabályozó automatikus hangolását és az új platformokra történő gyors adaptációját.

A harmadik téziscsoport eredményei a fedélzeti állapotfelügyeleti és diagnosztikai rendszerek fejlesztésében alkalmazhatók. A kidolgozott nulltér-alapú diagnosztikai módszer lehetővé teszi a rotorok állapotának lebegés közbeni monitorozását valós terhelési környezetben, valamint a meghibásodások korai felismerését és lokalizálását. Ez elősegítheti a prediktív karbantartási eljárások fejlesztését, csökkentheti a váratlan meghibásodások számát és növelheti az üzemeltetés biztonságát.

Az eredmények együttesen hozzájárulhatnak olyan korszerű UAV-rendszerek kialakításához, amelyek energia hatékony működést, robusztus irányítást és integrált állapotfelügyeleti képességeket valósítanak meg.

5.3 Továbbfejlesztési lehetőségek

A zárt szabályozási kör és a vezérlőallokáció következtében egyetlen rotor degradációja nem kizárólag a hibás rotordiagnosztikai indikátort módosítja, hanem kisebb mértékben a többi rotor válaszában is változást idéz elő. Ennek kvantitatív vizsgálatára rotoronkénti keresztcsatolási mátrixot készítettem.

A keresztcsatolás vizsgálatát a rotoronként definiált referenciás diagnosztikai indikátorokra végeztem, mivel ezek közvetlenül az egyes rotorok diagnosztikai válaszát reprezentálják.

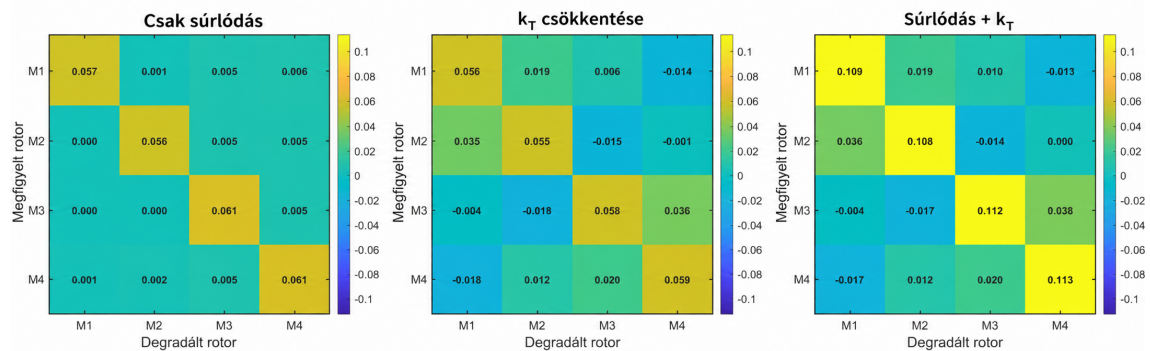
A rotoronkénti diagnosztikai keresztcsatolási mátrix sorai a diagnosztikai válaszban megfigyelt rotort, oszlopai pedig a degradált rotort jelölik. Az egyes elemeket az alábbi módon definiáltam:

$$H_{ij} = D_i^{(j)} \quad (5.1)$$

, ahol $D_i^{(j)}$ az i -edik rotor referenciás diagnosztikai indikátora abban az esetben, amikor a j -edik rotor degradációja áll fenn.

A diagonális elemek az adott rotor saját diagnosztikai válaszát reprezentálják, míg a diagonálison kívüli elemek azt mutatják meg, hogy egy rotor degradációja milyen mértékben módosítja a többi rotor referenciás diagnosztikai indikátorát. Ideális, teljesen független rendszer esetén kizárólag a diagonális elemek lennének nullától különbözők, míg minden diagonálison kívüli elem nulla lenne.

A különböző degradációtípusokhoz tartozó diagnosztikai keresztcsatolási mátrixokat a 5.1. ábra mutatja.



5.1. ábra. Rotoronkénti diagnosztikai keresztcsatolási mátrixok különböző degradációtípusok esetén.

Megfigyelhető, hogy a viszkozus súrlódás növekedése esetén a diagnosztikai válasz túlnyomórészt a hibás rotorra koncentrálódik, mivel a diagonálison kívüli elemek nagysága kicsi. Ez arra utal, hogy a rotorok közötti diagnosztikai keresztcsatolás gyenge, vagyis a hiba elsősorban lokális diagnosztikai választ eredményez.

A tolóerő tényező csökkenése esetén ezzel szemben a diagonálison kívüli elemek nagysága is megnő. Ez azt mutatja, hogy a zárt szabályozási kör a kieső tolóerő kompenzálása érdekében a többi rotor működését is módosítja, amely a referenciás diagnosztikai

indikátorokban is megjelenik. A keresztcsatolás ebben az esetben már nem hanyagolható el.

A kombinált (Friction+ k_T) degradáció esetén a két jelenség együttesen figyelhető meg. Az adott rotor diagnosztikai válasza továbbra is domináns marad, ugyanakkor a keresztcsatolási komponensek is észrevehető mértékűek. Ez azt jelzi, hogy a lokális súrlódási hatás és a tolóerő-vesztésből származó globális szabályozási kompenzáció együttesen alakítja a diagnosztikai indikátorokat.

Valamennyi vizsgált esetben a diagonális elemek nagysága egyértelműen meghaladja a diagonálison kívüli elemekét, ami azt mutatja, hogy a saját rotor diagnosztikai válasza domináns marad.

Azonban megállapítható, hogy a rotorok referenciás diagnosztikai indikátorai nem tekinthetők teljesen függetlennek.

A különböző fizikai hibák eltérő keresztcsatolási mintázatot eredményeznek. A vizsgálatok során megfigyelhető volt, hogy a viszkózus súrlódás növekedése elsősorban lokális választ idéz elő, míg a tolóerő-tényező csökkenése a zárt szabályozási kör kompenzációja miatt jelentősebb keresztcsatolást okoz a rotorok között. A kombinált degradációkhoz tartozó keresztcsatolási mátrixok ennek megfelelően a különböző fizikai hatások együttes hatását tükrözik.

Ez felveti annak lehetőségét, hogy megfelelő számú kalibrációs mérés elvégzésével a degradációs paraméterek és a diagnosztikai keresztcsatolási mátrixok között egy általános leképezés építhető fel.

Legyen a degradációs paraméterek vektora:

$$\boldsymbol{\theta} = \begin{bmatrix} \theta_{\text{fric}} \\ \theta_{k_T} \end{bmatrix}, \quad (5.2)$$

ahol θ_{fric} és θ_{k_T} rendre a viszkózus súrlódás növekedésének, illetve a tolóerő-együttható csökkenésének mértékét jellemzik.

A diagnosztikai keresztcsatolási mátrix ekkor általánosan:

$$H = f(\boldsymbol{\theta}) \quad (5.3)$$

alakban írható fel, ahol $f(\cdot)$ egy tetszőleges — általában nemlineáris — leképezést jelöl a degradációs paramétertér és a diagnosztikai jellemzőtér között.

Megfelelő sűrűségű referencia adatbázis létrehozásával ez a leképezés szimulációs vagy kísérleti úton meghatározható. A referencia adatbázis különböző súrlódási és tolóerő

együtthatható változásokhoz tartozó diagnosztikai keresztcsatolási mátrixokat tartalmaz, amelyek lefedik a vizsgált állapottartományt.

Egy ismeretlen állapotban meghatározott diagnosztikai H_{obs} keresztcsatolási mátrix esetén a feladat a hozzá tartozó degradációs paraméterek becslése, vagyis az inverz leképezés meghatározása lenne:

$$\hat{\theta} = f^{-1}(H_{\text{obs}}). \quad (5.4)$$

Mivel a leképezés általános esetben nemlineáris, annak meghatározása történhet például többdimenziós interpolációval, nemlineáris regresszióval vagy gépi tanulási módszerekkel. A diagnosztikai keresztcsatolási mátrix elemei mellett a korábban bevezetett relatív diagnosztikai pontszámok, valamint a páronkénti és globális közös módusú diagnosztikai indikátorok is felhasználhatók egy összetett diagnosztikai jellemzővektor kialakítására, amely tovább javíthatja a paraméterbecslés pontosságát.

A bemutatott megközelítés lehetőséget teremthet arra, hogy a diagnosztikai rendszer ne csupán a hibák jelenlétét és helyét határozza meg, hanem a különböző degradációk mértékét is számszerűsítse. Ennek eredményeként a kidolgozott diagnosztikai keretrendszer többparaméteres állapotbecslő rendszerré fejleszthető tovább, amely egyidejűleg becsülheti például a súrlódási veszteségek növekedését és a tolóerő együtthatható változásának mértékét. A leképezés meghatározása és kísérleti validálása azonban túlmutat a jelen munka keretein, ezért a jövőbeni kutatások egyik lehetséges irányát képezi.

A tézispontokhoz kapcsolódó, saját tudományos közlemények

- [S1] I. Lovas és A. Molnár. „Quadcopter Power Consumption Analyzation at Different Landing Trajectories”. *IEEE 18th International Symposium on Computational Intelligence and Informatics (CINTI 2018)*. IEEE Hungary Section, 2018, 217–222. old. DOI: 10.1109/CINTI.2018.8928215
- [S2] I. Lovas és A. Molnár. „Experimental Investigation of the Relationship Between Tip Speed Ratio and Aerodynamic Braking Force in Windmilling Multirotor UAV Propellers”. *IEEE 24th International Symposium on Intelligent Systems and Informatics (SISY 2026)*. IEEE, 2026
- [S3] I. Lovas és A. Molnár. „Aerodynamic Analysis of the Low Reynolds Number Eppler-E63 Airfoil With Normal and Reverse Flow”. *6th IEEE International Symposium on Logistics and Industrial Informatics, (LINDI 2024)*. IEEE, 2024, 83–88. old. DOI: 10.1109/LINDI63813.2024.10820434
- [S4] I. Lovas és A. Molnár. „Comparison of PID-, SMC- and TSMC-Based RFPT Controllers for Robust Quadcopter Trajectory Tracking”. *IEEE 24th International Symposium on Intelligent Systems and Informatics (SISY 2026)*. IEEE, 2026
- [S5] I. Lovas. „Fixed Point, Iteration-based, Adaptive Controller Tuning, Using a Genetic Algorithm”. *Acta Polytechnica Hungarica* 19.2 (2022), 59–77. old. DOI: 10.12700/APH.19.2.2022.2.4
- [S6] I. Lovas. „In-Hover Quadrotor Rotor Degradation Monitoring Using Null-Space Excitation and Lock-In Detection”. *Drones* 10.5 (2026), 395. old. ISSN: 2504-446X. DOI: 10.3390/drones10050395

További saját tudományos közlemények

- [S7] A. Dineva, Z. Bringye, I. Lovas, A. Gerse és R. Fleiner. „AI-Driven IoT-based Energy Community Platform Design, Model Experimentation and Implementation Insights”. *2024 22nd International Conference on Intelligent Systems Applications to Power Systems (ISAP)*. IEEE, 2024, 10744343. old. DOI: 10.1109/ISAP63260.2024.10744343
- [S8] A. Molnár, I. Lovas és Z. Domozi. „Practical Application Possibilities for 3D Models Using Low-resolution Thermal Images”. *Acta Polytechnica Hungarica* 18.4 (2021),

- [S9] A. Molnar, Z. Domozi és I. Lovas. „Drone-Based Gamma Radiation Dose Distribution Survey with a Discrete Measurement Point Procedure”. *Sensors* 21.14 (2021), 4930. old. DOI: 10.3390/s21144930
- [S10] A. Molnár, I. Lovas és Z. Domozi. „Measurement of Outdoor Gamma Dose Distribution with a Multicopter”. *2020 IEEE 24th International Conference on Intelligent Engineering Systems (INES 2020)*. IEEE, 2020, 103–108. old. DOI: 10.1109/INES49302.2020.9147190
- [S11] A. Molnár, I. Lovas és Z. Domozi. „Photogrammetry on Low Resolution Thermal Pictures”. *Proceedings of the Sixth International Conference on Parallel, Distributed, GPU and Cloud Computing for Engineering*. Civil-Comp Press, 2019, 1–11. old.
- [S12] D. Stojcsics, I. Lovas, Z. Domozi és A. Molnár. „High Resolution 3D Thermal Imaging Using FLIR Duo R Sensor”. *Proceedings of the 22nd IEEE International Conference on Intelligent Engineering Systems 2018 (INES 2018)*. IEEE Hungary Section, 2018, 311–316. old. DOI: 10.1109/INES.2018.8523914
- [S13] I. Lovas és A. Molnár. „Orthophoto Creation Based on Low Resolution Thermal Aerial Images”. *IEEE 12th International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI 2018)*. IEEE Romania Section és IEEE Hungary Section, 2018, 219–224. old.
- [S14] M. Tóth, D. Stojcsics, Z. Domozi és I. Lovas. „Stereo Odometry Based Realtime 3D Reconstruction”. *2018 IEEE 16th International Symposium on Intelligent Systems and Informatics (SISY): Proceedings*. IEEE Hungary Section, 2018, 321–326. old.
- [S15] M. Tóth, D. Stojcsics, Z. Domozi és I. Lovas. „Fuzzy Based Indoor Navigation for Mobile Robots”. *2018 IEEE 16th International Symposium on Intelligent Systems and Informatics (SISY): Proceedings*. IEEE Hungary Section, 2018, 333–338. old. DOI: 10.1109/SISY.2018.8524842
- [S16] A. Molnár, D. Stojcsics, Z. Domozi és I. Lovas. „Gamma Radiation Distribution Map Creation Using a Small-Sized Drone”. *IEEE 18th International Symposium on Computational Intelligence and Informatics (CINTI 2018)*. IEEE Hungary Section, 2018, 161–166. old. DOI: 10.1109/CINTI.2018.8928202
- [S17] A. Molnár, D. Stojcsics és I. Lovas. „Precision Agricultural and Game Damage Analysis Application for Unmanned Aerial Vehicles”. *International Journal of Applied Mathematics and Informatics* 10.1 (2016), 38–43. old.

- [S18] I. Lovas. „Opticalflow alapú multikopter navigáció zárttérben”. *A Selye János Egyetem 2016-os „Korszerű szemlélet a tudományokban és az oktatásban” Nemzetközi Tudományos Konferenciájának tanulmánykötete*. Szerk. G. Juhász, Z. Árki és P. Csiba. Selye János Egyetem, 2016, 77–84. old.
- [S19] A. Molnár, D. Stojcsics, I. Lovas és L. Csemez. „Damage Assessment, Damage Control and Monitoring by UAV in Agriculture”. *Fluids, Heat and Mass Transfer, Mechanical and Civil Engineering*. WSEAS Press, 2015, 75–80. old.

Irodalmi hivatkozások listája

- [1] J. Stack. „Experimental Investigation of Rotor Vortex Wakes in Descent”. *42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. American Institute of Aeronautics és Astronautics (AIAA), 2004. doi: 10.2514/6.2004-297.
- [2] M. Veismann, D. Yos és M. Gharib. „Parametric Study of Small-Scale Rotors in Axial Descent”. *Physics of Fluids* 34.3 (2022), 35124. old. doi: 10.1063/5.0083761.
- [3] G. Longobardo, A. Heintz, J. N. Braukmann, C. Wolf, J. Raddatz, T. Astarita, F. De Gregorio, A. Gardner és M. Raffel. „Experimental Investigation of Vortex Ring State for Multicopters”. *51st European Rotorcraft Forum* (2025).
- [4] M. Kamiya, S. Nagai és H. Fujimoto. „Basic Study on Vortex Ring State Detection of Multi-rotor UAV Using Motor Counter Torque Observer”. *IECON 2024 - 50th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. 2024, 1–6. old. doi: 10.1109/IECON55916.2024.10906001.
- [5] Z. Xu, L. Fan, W. Qiu, G. Wen és Y. He. „A Robust Disturbance-Rejection Controller Using Model Predictive Control for Quadrotor UAV in Tracking Aggressive Trajectory”. *Drones* 7.9 (2023), 557. old. doi: 10.3390/drones7090557.
- [6] A. R. P. Andriën, E. Lefeber, D. J. Antunes és W. P. M. H. Heemels. „Model Predictive Control for Quadcopters With Almost Global Trajectory Tracking Guarantees”. *IEEE Transactions on Automatic Control* 69.8 (2024), 5216–5230. old. doi: 10.1109/TAC.2023.3349098.
- [7] L. Xu, B. Tian, C. Wang, J. Lu, D. Wang, Z. Li és Q. Zong. „Fixed-Time Disturbance Observer-Based MPC Robust Trajectory Tracking Control of Quadrotor”. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 30.6 (2025), 4272–4282. old. doi: 10.1109/TMECH.2024.3503062.

- [8] K. Li és tsai. „Adaptive Robust Sliding Mode Trajectory Tracking Control of Quadrotor Unmanned Aerial Vehicles in Consideration of Bounded Disturbance”. *Journal of Engineering Science and Technology Review* 18.6 (2025). DOI: 10.25103/jestr.186.25.
- [9] Y. Wu, G. Ling és Y. Shi. „Robust Trajectory Tracking Fault-Tolerant Control for Quadrotor UAVs Based on Adaptive Sliding Mode and Fault Estimation”. *Computation* 13.7 (2025), 162. old. DOI: 10.3390/computation13070162.
- [10] S. Sieberling, Q. P. Chu és J. A. Mulder. „Robust Flight Control Using Incremental Nonlinear Dynamic Inversion and Angular Acceleration Prediction”. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 33.6 (2010), 1732–1742. old. DOI: 10.2514/1.49978.
- [11] Q. Zhang, M. Fu, C. Zhai, S. Wang, K. Ning és M. Wang. „Incremental Nonlinear Dynamic Inversion Control for Quadrotor UAV With an Angular Accelerometer”. *2023 42nd Chinese Control Conference (CCC)*. 2023, 657–662. old. DOI: 10.23919/CCC58697.2023.10240476.
- [12] C. Park, A. Ramirez-Serrano és M. Bisheban. „Adaptive Incremental Nonlinear Dynamic Inversion Control for Aerial Manipulators”. *Aerospace* 11.8 (2024), 671. old. DOI: 10.3390/aerospace11080671.
- [13] E. Tal és S. Karaman. „Accurate Tracking of Aggressive Quadrotor Trajectories Using Incremental Nonlinear Dynamic Inversion and Differential Flatness”. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* PP (2020. jún.), 1–16. old. DOI: 10.1109/TCST.2020.3001117.
- [14] C. Park, A. Ramirez-Serrano és M. Bisheban. „Adaptive Incremental Nonlinear Dynamic Inversion Control with Guaranteed Stability for Aerial Manipulators”. *Aerospace* 12.4 (2025). ISSN: 2226-4310. DOI: 10.3390/aerospace12040312.
- [15] A. Steinert, S. Raab, S. Hafner, F. Holzapfel és H. Hong. „From Fundamentals to Applications of Incremental Nonlinear Dynamic Inversion: A Survey on INDI – Part I”. *Chinese Journal of Aeronautics* (2025). DOI: 10.1016/j.cja.2025.103553.
- [16] J. K. Tar, J. Bito, L. Nadai és J. T. Machado. „Robust Fixed Point Transformations in Adaptive Control Using Local Basin of Attraction”. *Acta Polytechnica Hungarica* 6.1 (2009), 21–37. old.
- [17] J. K. Tar, J. F. Bito és I. J. Rudas. „Contradiction Resolution in the Adaptive Control of Underactuated Mechanical Systems Evading the Framework of Optimal Controllers”. *Acta Polytechnica Hungarica* 13.1 (2016). DOI: 10.12700/APH.13.1.2016.1.8.

- [18] B. G. Czakó és K. Kósi. „Novel Method for Quadcopter Controlling Using Nonlinear Adaptive Control Based on Robust Fixed Point Transformation Phenomena”. *Proceedings of the IEEE 15th International Symposium on Applied Machine Intelligence and Informatics (SAMI)*. Herľany, Slovakia, 2017, 289–294. old. DOI: 10.1109/SAMI.2017.7880320.
- [19] A. Atinga, K. Kósi és J. K. Tar. „Multivariable Steffensen’s Accelerator in Adaptive Sliding Mode Control”. *Acta Polytechnica Hungarica* (2024).
- [20] Z. Adaika, L. A. Al-Haddad, W. Giernacki, A. A. Jaber, M. Boumehraz, M. N. Hamzah és M. A. Flayyih. „Fault Detection and Diagnosis Methodologies for Unmanned Aerial Vehicles: State-of-the-Art”. *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 111.2 (2025), 63. old. DOI: 10.1007/s10846-025-02267-8.
- [21] X.-L. Ren. „Observer Design for Actuator Failure of a Quadrotor”. *IEEE Access* 8 (2020), 152742–152750. old. DOI: 10.1109/ACCESS.2020.3017522.
- [22] Y. Du, P. Huang, Y. Cheng, Y. Fan és Y. Yuan. „Fault Tolerant Control of a Quadrotor Unmanned Aerial Vehicle Based on Active Disturbance Rejection Control and Two-Stage Kalman Filter”. *IEEE Access* 11 (2023), 67556–67566. old. DOI: 10.1109/ACCESS.2023.3291409.
- [23] A. Bondyra, M. Kołodziejczak, R. Kulikowski és W. Giernacki. „An Acoustic Fault Detection and Isolation System for Multirotor UAV”. *Energies* 15.11 (2022). ISSN: 1996-1073. DOI: 10.3390/en15113955.
- [24] L. A. Al-Haddad és A. A. Jaber. „An Intelligent Fault Diagnosis Approach for Multirotor UAVs Based on Deep Neural Network of Multi-Resolution Transform Features”. *Drones* 7.2 (2023), 82. old. DOI: 10.3390/drones7020082.
- [25] J. Cacace, V. Scognamiglio, F. Ruggiero és V. Lippiello. „Motor Fault Detection and Isolation for Multi-Rotor UAVs Based on External Wrench Estimation and Recurrent Deep Neural Network”. *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 110.4 (2024), 148. old. DOI: 10.1007/s10846-024-02176-2.
- [26] T. T., K. H. Low és B. F. Ng. „Actuator fault detection and isolation on multi-rotor UAV using extreme learning neuro-fuzzy systems”. *ISA Transactions* 138 (2023), 168–185. old. ISSN: 0019-0578. DOI: 10.1016/j.isatra.2023.02.026.
- [27] X. Zhang, Z. Zhao, Z. Wang és X. Wang. „Fault Detection and Identification Method for Quadcopter Based on Airframe Vibration Signals”. *Sensors* 21.2 (2021). ISSN: 1424-8220. DOI: 10.3390/s21020581.
- [28] T. Sonmezocak. „Intelligent UAV health monitoring: Detecting propeller and structural faults with MEMS-based vibration”. *Engineering Science and Technology, an International Journal* 69 (2025), 102130. old. ISSN: 2215-0986. DOI: 10.1016/j.jestch.2025.102130.

- [29] G. Chen, S. Li, Q. He, P. Zhou, Q. Zhang, G. Yang és D. Lv. „Fault diagnosis of drone motors driven by current signal data with few samples”. *Measurement Science and Technology* 35.8 (2024. máj.), 86202. old. DOI: 10.1088/1361-6501/ad3d00.
- [30] Y. Debele, H.-Y. Shi, A. Wondosen, T.-W. Ku és B.-S. Kang. „Deep Learning-Based Robust Actuator Fault Detection and Isolation Scheme for Highly Redundant Multirotor UAVs”. *Drones* 7.7 (2023). ISSN: 2504-446X. DOI: 10.3390/drones7070437.
- [31] S. Wang, Z. Liu, Z. Jia, Y. Tang, G. Zhi és X. Wang. „Fault Detection for UAVs With Spatial-Temporal Learning on Multivariate Flight Data”. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 73 (2024), 1–17. old. DOI: 10.1109/TIM.2024.3440387.
- [32] L. Mariga, I. Silva Tiburcio, C. Martins, A. Almeida Prado és C. Nascimento. „Measuring battery discharge characteristics for accurate UAV endurance estimation”. *The Aeronautical Journal* 124.1277 (2020), 1099–1113. old. DOI: 10.1017/aer.2020.16.
- [33] R. Mori, A. Takii, M. Yamakawa, S. Asao, S. Takeuchi, Y. Kobayashi és Y. M. Chung. „Flow field analysis of Vortex Ring State through descent experiments and simulations with a quadcopter”. *Journal of Computational Science* 85 (2025), 102528. old. ISSN: 1877-7503. DOI: 10.1016/j.jocs.2025.102528.
- [34] A. Talaeizadeh, D. Antunes, H. N. Pishkenari és A. Alasty. „Optimal-Time Quadcopter Descent Trajectories Avoiding the Vortex Ring and Autorotation States”. *Mechatronics* 68 (2020), 102362. old. DOI: 10.1016/j.mechatronics.2020.102362.
- [35] DJI. *DJI Mini 4 Pro Specifications*. 2023. URL: <https://www.dji.com/mini-4-pro/specs> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).
- [36] DJI. *DJI Mavic Specifications*. 2016. URL: <https://www.dji.com/mavic/info> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).
- [37] DJI. *DJI Mavic 3 Pro Specifications*. 2023. URL: <https://www.dji.com/mavic-3-pro/specs> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).
- [38] DJI. *DJI Matrice 300 RTK Specifications*. 2020. URL: <https://enterprise.dji.com/matrice-300> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).
- [39] DJI. *DJI Matrice 350 RTK Specifications*. 2023. URL: <https://enterprise.dji.com/matrice-350-rtk> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).
- [40] DJI. *DJI Inspire 2 Specifications*. 2016. URL: <https://www.dji.com/products/compare-inspire> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).

- [41] DJI. *DJI Inspire 3 Specifications*. 2023. URL: <https://www.dji.com/inspire-3/specs> (Utoljára megtekintve 2026. 06. 04.).
- [42] A. R. Kim, P. Vivekanandan, P. McNamee, I. Sheppard, A. Blevins és A. Sizemore. „Dynamic Modeling and Simulation of a Quadcopter with Motor Dynamics”. *AIAA SciTech Forum*. 2017. DOI: 10.2514/6.2017-1560.
- [43] A. Mulyadi, Wijono és B. Siswojo. „Modeling and Control Design of Quadcopter Motor”. *Frontier Energy System and Power Engineering* 2.2 (2020), 34–45. old. DOI: 10.17977/um048v2i2p34-45.
- [44] M. Farajijalal, H. Eslamiat, V. Avineni, E. Hettel és C. Lindsay. „Safety Systems for Emergency Landing of Civilian Unmanned Aerial Vehicles (UAVs)—A Comprehensive Review”. *Drones* 9.2 (2025), 141. old. DOI: 10.3390/drones9020141.
- [45] J. G. Leishman. *Principles of Helicopter Aerodynamics*. 2. kiad. Cambridge: Cambridge University Press, 2006. DOI: 10.1017/CB09780511614583.
- [46] R. Prouty. *Helicopter Performance, Stability, and Control*. Malabar, FL: Krieger Publishing, 2002.
- [47] S. Houston és D. Thomson. „On the Modelling of Gyroplane Flight Dynamics”. *Progress in Aerospace Sciences* 88 (2017), 43–58. old. DOI: 10.1016/j.paerosci.2016.11.001.
- [48] T. Sinnige, T. Stokkermans, N. van Arnhem és L. L. Veldhuis. „Aerodynamic Performance of a Wingtip-Mounted Tractor Propeller Configuration in Windmilling and Energy-Harvesting Conditions”. *AIAA Aviation 2019 Forum*. Dallas, TX, USA, 2019. DOI: 10.2514/6.2019-3033.
- [49] R. Nederlof, D. Ragni és T. Sinnige. „Energy-Harvesting Performance of an Aircraft Propeller”. *Journal of Aircraft* 62.2 (2025), 349–369. old. DOI: 10.2514/1.C038005.
- [50] T. Burton, N. Jenkins, D. Sharpe és E. Bossanyi. *Wind Energy Handbook*. 2. kiad. Chichester, UK: John Wiley és Sons, 2011. DOI: 10.1002/9781119992714.
- [51] J. F. Manwell, J. G. McGowan és A. L. Rogers. *Wind Energy Explained: Theory, Design and Application*. 2. kiad. Chichester, UK: John Wiley és Sons, 2010. DOI: 10.1002/9781119994367.
- [52] R. K. Singh és M. R. Ahmed. „Blade Design and Performance Testing of a Small Wind Turbine Rotor for Low Wind Speed Applications”. *Renewable Energy* 50 (2013), 812–819. old. DOI: 10.1016/j.renene.2012.08.021.
- [53] J. H. Ferziger, M. Perić és R. L. Street. *Computational Methods for Fluid Dynamics*. 4. kiad. Cham: Springer, 2020. DOI: 10.1007/978-3-319-99693-6.

- [54] B. Varga, R. Horváth és J. K. Tar. „FPI-Based Adaptive Control with Simultaneous Noise Filtering and Low Frequency Delay”. *Actuators* 14.10 (2025). ISSN: 2076-0825. DOI: 10.3390/act14100490.
- [55] M. Stefanoni, D. Csík, P. Sarcevic, Á. Odry és J. K. Tar. „Adaptive Control Lyapunov Function-Based Controller Using Fixed Point Iteration”. *2024 IEEE 18th International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI)*. 2024, 479–000484. old. DOI: 10.1109/SACI60582.2024.10619780.
- [56] A. Atinga és J. K. Tar. „Application of Abstract Rotations in Data Driven Modeling Supported by Fixed Point Iteration-based Adaptive Control*”. *2023 European Control Conference (ECC)*. 2023, 1–6. old. DOI: 10.23919/ECC57647.2023.10178172.
- [57] B. Varga, J. Tar és R. Horváth. „Fixed Point Iteration-Based Adaptive Control Improved with Parameter Identification”. *Advances in Service and Industrial Robotics*. 2023. máj., 383–390. old. ISBN: 978-3-031-32605-9. DOI: 10.1007/978-3-031-32606-6_45.
- [58] B. Varga, J. K. Tar és R. Horváth. „Fixed Point Iteration-based Adaptive Control with Output Filtering”. *2023 IEEE 21st Jubilee International Symposium on Intelligent Systems and Informatics (SISY)*. 2023, 509–000514. old. DOI: 10.1109/SISY60376.2023.10417912.
- [59] H. Karami, F. Bayat, S. Mobayen és A. Fekih. „Robust Model-Predictive Sliding Mode Control for Disturbed Linear Systems With Actuator Constraint and Measurement Noise”. *IEEE Access* 13 (2025), 169490–169503. old. DOI: 10.1109/ACCESS.2025.3614465.
- [60] J. Kuang és M. Chen. „Adaptive Sliding Mode Control for Trajectory Tracking of Quadrotor Unmanned Aerial Vehicles Under Input Saturation and Disturbances”. *Drones* 8.11 (2024), 614. old. DOI: 10.3390/drones8110614.
- [61] L. Chen, Z. Liu, Q. Dang, W. Zhao és G. Wang. „Robust Trajectory Tracking Control for a Quadrotor Using Recursive Sliding Mode Control and Nonlinear Extended State Observer”. *Aerospace Science and Technology* 128 (2022), 107749. old. DOI: 10.1016/j.ast.2022.107749.
- [62] C. V. Nguyen, M. T. Nguyen, H. T. Tran, M. L. Trinh, H. M. La és H. T. T. Nguyen. „Trajectory Tracking Control for a Quadcopter under External Disturbances”. *Engineering, Technology and Applied Science Research* 14.6 (2024), 17620–17628. old. DOI: 10.48084/etasr.8449.
- [63] Y. L. Mulualet, G. G. Jin, J. Kwon és J. Ahn. „Backstepping Sliding Mode Control of Quadrotor UAV Trajectory”. *Mathematics* 13.19 (2025), 3205. old. DOI: 10.3390/math13193205.

- [64] X. Yu, Y. Feng és Z. Man. „Terminal Sliding Mode Control – An Overview”. *IEEE Open Journal of the Industrial Electronics Society* 2 (2021), 36–52. old. DOI: 10.1109/OJIES.2020.3040412.
- [65] L. Alnufaie. „Nonsingular Fast Terminal Sliding Mode Controller for a Robotic System: A Fuzzy Approach”. *Engineering, Technology and Applied Science Research* 13.5 (2023), 11667–11671. old.
- [66] N. P. Nguyen és P. Pitakwachara. „Integral Terminal Sliding Mode Fault Tolerant Control of Quadcopter UAV Systems”. *Scientific Reports* 14.1 (2024), 10786. old. DOI: 10.1038/s41598-024-61273-2.
- [67] H. Ghadiri, H. Khodadadi és G. A. Hazareh. „Finite-Time Integral Fast Terminal Sliding Mode Control for Uncertain Quadrotor UAV Based on State-Dependent Riccati Equation Observer Subjected to Disturbances”. *Journal of Vibration and Control* 30.11–12 (2024), 3575–3594. old. DOI: 10.1177/10775463231179770.
- [68] R. Gao, S. Wu és H. Li. „Global Fast Terminal Sliding Mode Control for Trajectory Tracking Control of Quadrotor UAVs”. *Sensors* 25.24 (2025), 7480. old. DOI: 10.3390/s25247480.
- [69] N. Metropolis és S. Ulam. „The Monte Carlo Method”. *Journal of the American Statistical Association* 44.247 (1949), 335–341. old. DOI: 10.2307/2280232.
- [70] R. Y. Rubinstein és D. P. Kroese. *Simulation and the Monte Carlo Method*. 3. kiad. John Wiley és Sons, 2017. ISBN: 9781118632161. DOI: 10.1002/9781118631980.
- [71] H. T. Nguyen, T. Nguyen, I. Prodan és F. Pereira. „Trajectory Tracking for a Multicopter under a Quaternion Representation”. *IFAC-PapersOnLine* 53.2 (2020), 5731–5736. old. DOI: 10.1016/j.ifacol.2020.12.1602.
- [72] R. Mahony, V. Kumar és P. Corke. „Multirotor Aerial Vehicles: Modeling, Estimation, and Control of Quadrotor”. *IEEE Robotics and Automation Magazine* 19.3 (2012), 20–32. old. DOI: 10.1109/MRA.2012.2206474.
- [73] A. Tayebi és S. McGilvray. „Attitude stabilization of a VTOL quadrotor aircraft”. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 14.3 (2006), 562–571. old. DOI: 10.1109/TCST.2006.872519.
- [74] E. Fresk és G. Nikolakopoulos. „Full quaternion based attitude control for a quadrotor”. *2013 European Control Conference (ECC)*. 2013, 3864–3869. old. DOI: 10.23919/ECC.2013.6669617.
- [75] D. E. Goldberg. *Genetic Algorithms in Search, Optimization, and Machine Learning*. 1989. ISBN: 0-201-15767-5.

- [76] A. E. Eiben és J. E. Smith. *Introduction to Evolutionary Computing*. 2. kiad. Natural Computing Series. Berlin, Heidelberg: Springer, 2015. ISBN: 978-3-662-44873-1. DOI: 10.1007/978-3-662-44874-8.
- [77] The MathWorks Inc. *MATLAB Version R2025a*. The MathWorks Inc. Natick, Massachusetts, USA. URL: <https://www.mathworks.com>.
- [78] J. K. Tar, I. J. Rudas, J. F. Bitó, J. A. Tenreiro Machado és K. R. Kozłowski. „Decoupled fixed point transformation based adaptive control of the generalized 2 DOF Φ^6 -type Van der Pol oscillator”. *2009 European Control Conference (ECC)*. 2009, 579–584. old. DOI: 10.23919/ECC.2009.7074465.
- [79] J. Kabziński. „Adaptive tracking control of a Duffing oscillator with hard error constraints”. *2016 21st International Conference on Methods and Models in Automation and Robotics (MMAR)*. 2016, 1176–1181. old. DOI: 10.1109/MMAR.2016.7575305.
- [80] T. A. Várkonyi, J. K. Tar és I. J. Rudas. „Robust Fixed Point Transformations-based model reference adaptive control of inverted pendulums”. *2011 IEEE 12th International Symposium on Computational Intelligence and Informatics (CINTI)*. 2011, 591–596. old. DOI: 10.1109/CINTI.2011.6108471.
- [81] R. Puchalski és W. Giernacki. „UAV Fault Detection Methods, State-of-the-Art”. *Drones* 6.11 (2022), 330. old. DOI: 10.3390/drones6110330.
- [82] W. Wen, W. Zhong, Y. Liu, X. Li és H. Lan. „Fault Diagnosis of UAV Rotor Systems Based on Drone Nest Vibration Analysis”. *Drones* 10.6 (2026). ISSN: 2504-446X. DOI: 10.3390/drones10060424.
- [83] H. Li, S. Myschik és F. Holzapfel. „Null-Space-Excitation-Based Adaptive Control for an Overactuated Hexacopter Model”. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 46.3 (2023), 483–498. old. DOI: 10.2514/1.G006771.
- [84] H. Park, J. Lim, T. Kim és J. Suk. „Control Effectiveness Estimation via Null-Space Excitation in Tiltrotor Transition Maneuvers”. *Aerospace Science and Technology* 168 (2026), 111151. old. DOI: 10.1016/j.ast.2025.111151.
- [85] M. L. Meade. „Lock-in amplifiers : principles and applications”. 1983.
- [86] L. Bengtsson. „The Lock-In Amplifier”. *Electrical Measurement Techniques: For the Physics Laboratory*. Singapore: Springer Nature Singapore, 2024, 307–318. old. DOI: 10.1007/978-981-99-8187-8_15.

- [87] J. Xu, Z. Cui, C. Sun és H. Wang. „Hardware Design and Implementation of Digital Lock-In Amplifier for Multi-Channel Parallel Impedance Measurement”. *Proceedings of the IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC)*. Glasgow, United Kingdom, 2024, 1–6. old. doi: 10.1109/I2MTC60896.2024.10560876.
- [88] Z. Wang, N. Liu, P. Ding, Y. Ji, Z. Ru, Z. Yin, D. Wu és H. Song. „Lock-In Amplifier With Enhanced Filter Structure for NMR Gyroscope”. *IEEE Sensors Journal* 24.16 (2024), 26011–26021. old. doi: 10.1109/JSEN.2024.3419760.
- [89] K. Fan, Z. Huang, R. Zhuo, C. Cheng, Y. Luo, X. Chen és Z. Wang. „Enhancing FDS Low-Frequency Micro-Current Measurement: A Lock-in Amplification Approach with High Precision”. *Proceedings of the IEEE 5th International Conference on Electrical Materials and Power Equipment (ICEMPE)*. 2025, 1–6. old. doi: 10.1109/ICEMPE66159.2025.11123115.
- [90] The MathWorks Inc. *Simscape User’s Guide*. The MathWorks Inc. Natick, Massachusetts, USA. URL: <https://www.mathworks.com/products/simscape.html>.
- [91] MathWorks. *Package Delivery Quadcopter*. Simscape Multibody Documentation. 2025. URL: <https://www.mathworks.com/help/sm/ug/quadcopter.html> (Utoljára megtekintve 2025. 12. 10.).

Ábrák jegyzéke

2.1. A Zippy 1700 mAh 2S akkumulátor kísérleti és szimulált kisülési karakteristikája különböző állandó kisütőáramok mellett [32].	3
2.2. A quadcopter körüli áramlási sebességmező CFD szimulációja normál repülési állapot (bal oldal) és Vortex Ring State (jobb oldal) esetén [33]. . . .	4
2.3. A magasság időbeli változása 3 m/s függőleges és 7 m/s spirális leszállás esetén	9
2.4. Az összesített akkumulátorkapacitás-felhasználás alakulása különböző leszállási pályák esetén	10
2.5. Az Eppler-E63 profil környezetében alkalmazott számítási háló.	16
2.6. Az Eppler-E63 profil felhajtóerő tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 10\,000$ Reynolds-szám mellett. A kék pontok az XFOIL referenciaeredményeit mutatják.	17
2.7. Az Eppler-E63 profil felhajtóerő tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 50\,000$ Reynolds-szám mellett. A kék pontok az XFOIL referenciaeredményeit mutatják.	18
2.8. Az Eppler-E63 profil ellenállási tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 10\,000$ Reynolds szám mellett.	19
2.9. Az Eppler-E63 profil ellenállási tényezője normál és fordított áramlás esetén $Re = 50\,000$ Reynolds szám mellett.	20
2.10. Az Eppler-E63 profil polárdiagramja normál áramlás esetén különböző Reynolds számok mellett.	21
2.11. Az Eppler-E63 profil polárdiagramja fordított áramlás esetén különböző Reynolds számok mellett.	22
2.12. PWM vezérlésű dinamikus fékezőkapcsolás háromfázisú BLDC motorhoz. Az N-csatornás MOSFET-ek (D: drain, G: gate, S: source) közös PWM vezérlőjellel kapcsolják a motor három fázisát egy közös pontra.	23
2.13. Az axiális fékezőerő átlagértéke a csúcssebességárány függvényében. A görbék a mérési pontok TSR szerinti csoportosításával és $\Delta TSR = 0.25$ szélességű intervallumokban végzett átlagolással készültek.	26
2.14. A maximális axiális fékezőerőhöz tartozó csúcssebességárány a szélsősebesség függvényében. Minden pont az adott szélsősebességnél mért legnagyobb axiális fékezőerőhöz tartozó TSR értéket jelöli.	27
2.15. A maximális mért axiális fékezőerő változása a szélsősebesség függvényében a vizsgált légcsavarak esetén. A pontok minden szélsősebességnél a legnagyobb mért fékezőerőt reprezentálják.	28
2.16. A szabadon forgó rotor és az optimális dinamikus rövidzáras fékezési állapot összehasonlítása.	29

2.17. A mért rotor fékezőerő adatok és a hatványfüggvényes illesztések	31
2.18. A becsült becsapódási energia összehasonlítása szabadon forgó és optimális TSR-hez tartozó fékezési állapot esetén. Az optimális TSR minden vizsgált légcsavar esetében csökkentette a becsapódási energiát.	34
3.1. Az RFPT alapú quadcopter szabályozási architektúra blokkvázlata.	46
3.2. A sikeres Monte Carlo futások százalékos aránya a PID–RFPT, SMC–RFPT és TSMC–RFPT szabályozók esetén.	56
3.3. A maximális pillanatnyi elektromos teljesítmény eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.	56
3.4. A pályakövetési RMSE értékek eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.	57
3.5. A maximális pályakövetési hiba eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.	58
3.6. A végső pozícióhiba eloszlása logaritmikus skálán a sikeres Monte Carlo futások alapján.	58
3.7. A teljes elektromos energiafelhasználás eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.	59
3.8. Az átlagos elektromos teljesítmény eloszlása a sikeres Monte Carlo futások alapján.	60
3.9. A genetikus algoritmus konvergenciája különböző populációméretek esetén	72
3.10. A pályakövetési teljesítmény alakulása az optimalizáció különböző iterációiban	73
3.11. Referenciajel és rendszerkimenet összehasonlítása.	74
3.12. Pályakövetési hiba időbeli alakulása.	75
3.13. A rendszer fázissíkbeli viselkedése.	75
3.14. A szabályozó által előállított beavatkozó jel.	76
4.1. A kidolgozott nulltér-alapú aktív diagnosztikai keretrendszer felépítése. ...	89
4.2. A quadcopter diagnosztikai rendszerének teljes Simulink-alapú blokkvázlata.	90
4.3. A módosított manővervezérlő struktúrája. Az eredeti motor-keverő blokk helyére nulltér gerjesztő mixer került integrálásra a diagnosztikai gerjesztés támogatására.	90
4.4. A nulltér keringtető mixer blokk részletes felépítése.	91
4.5. A diagnosztikai jelfeldolgozási lánc működése hibamentes (baseline) állapotban.	95
4.6. A kombinált relatív diagnosztikai pontszámok medián értékei a különböző hibaforgatókönyvek esetén.	96
4.7. A kombinált relatív diagnosztikai pontszámok kétdimenziós diagnosztikai tere a vizsgált hibaforgatókönyvek esetén.	97

4.8. A páronkénti közös módusú diagnosztikai indikátorok különböző degradációk esetén. A hibasávok a Monte Carlo futások átlagát és szórását mutatják.	98
4.9. A globális közös módusú diagnosztikai indikátor különböző degradációk esetén. A hibasávok a Monte Carlo futások átlagát és szórását mutatják. ...	99
4.10. A hierarchikus diagnosztikai tér, amely a kombinált relatív diagnosztikai pontszámokat és a globális közös módusú diagnosztikai indikátort egyetlen diagnosztikai térbe egyesíti.	100
5.1. Rotoronkénti diagnosztikai keresztcsatolási mátrixok különböző degradációtípusok esetén.	106

Táblázatok jegyzéke

2.1. DJI multirotoros UAV maximális emelkedési és süllyedési sebessége a gyártói műszaki specifikációk alapján	5
2.2. A hatványfüggvény-illesztés paraméterei optimális fékezés esetén	32
2.3. Terminális zuhanási sebesség	33
2.4. Becsapódási energia	34
3.1. A quadcopter fizikai és szimulációs paraméterei	50
3.2. Aerodinamikai paraméterek és aktuátor korlátok	51
3.3. A genetikus algoritmussal optimalizált szabályozóparaméterek	53
3.4. A Monte Carlo teszt során alkalmazott zavarási paramétertartományok. ...	54
4.1. A kombinált relatív diagnosztikai indikátor működésének szemléltetése az (1, 4) rotorpáron.	87

Algoritmusjegyzék

1. RFPT-paraméterek genetikus algoritmussal történő optimalizálása	69
--	----