



Deniz Araçları İçin İki Eksenli Bir Görüş Hattı Stabilizasyon Sistemi Tasarımı

Necmi ALTIN^{1*}, Melih SARP²

¹Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Elektrik Elektronik Mühendisliği Bölümü, 06500 Teknikokullar Ankara, Türkiye, naltin@gazi.edu.tr

²Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Elektrik Elektronik Mühendisliği ABD, 06500 Teknikokullar Ankara, Türkiye, mlhsrp@gmail.com

²Mekoptronik Ltd. Şti. Hacettepe Üniv. Beytepe Kampüsü 3. Arge Binası, Çankaya, Ankara Türkiye

Öz

Görüş hattı stabilizasyonuna sahip hareketli platform sistemleri, platform zeminindeki açısız titreşimlerin platform sistemine bağlanan görüş veya lazer sistemlerinin görüş eksenlerine taşınmasını engelleyerek, durağan bir görüntü elde edilmesini veya durağan bir işaretleme yapılmasını sağlamaktadır. Bu çalışmada deniz taşıtlarında kullanılacak ve düşük frekanslı bozunumlara maruz kalabilecek iki eksen hareketli platform sistemi tasarlanmıştır. Bu sistemlerde hareket sağlayıcı olarak sıklıkla kullanılan doğrudan kontrollü DA tork motoru yerine çıkışına harmonik drive dişli sistemi bağlı olan fırçasız doğru akım motoru ele alınmıştır. Harmonic drive dişli sistemi gerekli stabilizasyon hassasiyetinin elde edilmesi için yeterli olduğundan, yüksek frekanslı bozunumlar altında ihtiyaç duyulan ve yüksek tork ihtiyacından dolayı oldukça hacimli ve ağırlıklı olan doğrudan kontrollü motorlara gerek kalmamıştır. Bu çalışmada öncelikli olarak hareketli platform sisteminin bağlı olduğu zeminin açısız hareketleri göz önünde bulundurularak açısız hız ve tork ilişkisi elde edilmiştir. Daha sonra ise yükseliş eksen ve yan eksen etrafındaki hareketlerin birbiri üzerinde oluşturdukları tork bozunumlarından kaynaklanan çapraz kuplaj etkisi hesaplanmıştır. Sonuç olarak, fırçasız doğru akım motorunun matematiksel modeli ve vektör kontrol yöntemi kullanılarak her bir eksen için stabilizasyon kontrol döngüsü tasarlanmıştır. Daha sonra ise bütün model Simulink ortamında çalıştırılarak test edilmiştir.

Makale Bilgisi

Başvuru: 25/07/2016

Düzeltilme: 08/11/2016

Kabul: 09/12/2016

Anahtar Kelimeler

Görüş hattı stabilizasyonu
Gimbal sistemi, Jiroskop
Stabilizasyon döngüsü

Keywords

Line of sight stabilization
Gimbal system
Gyroscope
Stabilization loop

Design of A Two Axis Line of Sight Stabilization System for Vessels

Abstract

By preventing the angular vibrations of the platform from being carried on to the axes of the attached imaging or laser systems, line of sight stabilization allows both a stable image to be obtained and a stable marker to be created. In this study, a two axis gimbal system that can be used in vessels and can be subjected to low frequency disturbances is designed. Instead of using direct drive DC torque motors which are usually used as an actuator in these kinds of systems, a brushless DC motor with an output connected to a harmonic drive gear was considered. Because a harmonic drive gear is enough to provide the required stabilization precision, there is no need for large and heavy direct drive motors which are necessary under high frequency disturbances. In this paper, firstly an angular velocity and torque relationship derived. The cross-coupling effect resulting from torque disturbances, which are themselves created due to the effects of the motions on the elevation and azimuth axes on other axes, was then calculated. Finally, a stabilization loop was designed for every axis using the vector control method and the brushless DC motor's mathematical model. The entire model was then simulated in the Simulink and results were discussed.

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Optik görüntüleme sistemleri (kızılötesi kamera, termal kamera, lazer mesafe bulucu vb.) görüntü işleme, hedef takibi, film endüstrisi ve füze-güdümlü sistemleri gibi askeri ya da sivil amaçlı birçok uygulamada

yaygın olarak kullanılmaktadır. Böyle sistemlerde hedefin düzgün ve hassas bir şekilde görüntülenebilmesi için optik sistemin görüş hattının çok doğru bir şekilde kontrol edilmesi gerekmektedir. Özellikle hareketli bir zemin üzerine monte edilmiş bir optik sistemin sabit ya da hareketli bir hedefi düzgün bir şekilde takip edebilmesi ciddi bir tasarım problemidir. Bu problemin giderilebilmesi için Görüş Hattı Stabilizasyonu teknolojisi kullanılarak sistemin bağlı olduğu zeminden gelen titreşim ve bozunumların görüş hattından izole edilmesi gerekmektedir. Görüş sistemlerine farklı bozunumlara karşı stabilizasyon kazandırmak için genellikle yan ve yükseliş eksenlerinde açısal hareketi sağlayan iki eksen hareketli platformlar kullanılmaktadır. En önemli bozunumlar platformun temelinden gelen hareketlerden, platform dinamiklerinden ve platformun kütle dengesizliğinden kaynaklanır. Bu nedenle söz konusu hareketli platform sisteminin üretimine ve montajına geçmeden önce platform modelinin bütün dinamiklerini yansıtmak ve analitik formda açıklamak gerekir. Sistemin performansı ağırlık olarak platform modelinin hassasiyetini bağlıdır.

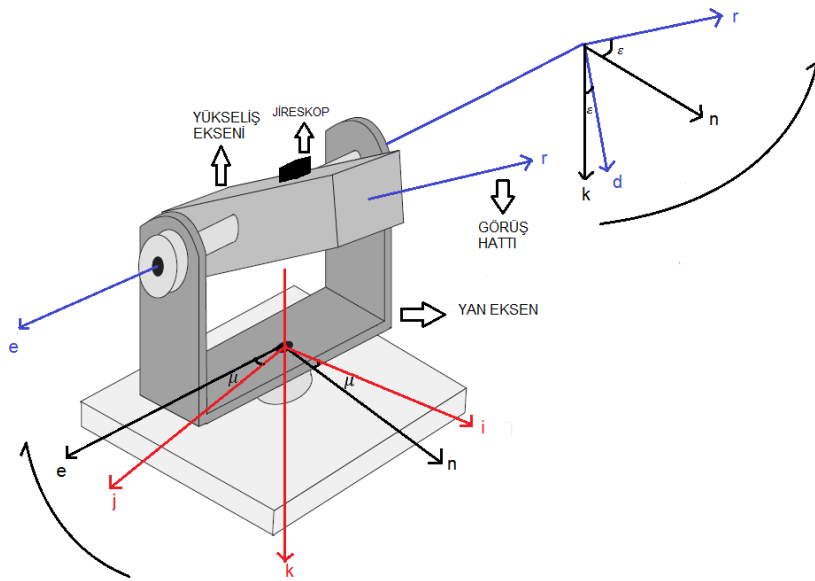
Çeşitli hareketli platform ve gimbal modelleri ile birlikte görüş hattı stabilizasyonu için kontrol metotları birçok çalışmada farklı yaklaşımlar kullanılarak tartışılmıştır. [1]'de iki eksen gimbal sisteminin kinematik ve geometrik kuplaj ilişkisi elde edilmiş ve hareket denklemi tartışılmıştır. [2]'de yapılan çalışmada karmaşık titreşim ortamlarında çalışan tek eksenli bir gimbal sistemi üzerinde durulmuştur. Titreşimlerin bu gimbal sisteminde dinamik ve statik bozunum torklarını nasıl tetiklediği ve bu bozunumların statik ve dinamik dengenin sağlanarak nasıl giderileceği tartışılmıştır [2]. Yu ve Zhao iki eksen bir gimbal arayıcı sistemi için dengesizlik momentlerini ölçen özgün bir metot geliştirmiştir [3]. Yonggen Han ve diğerleri ise yaptıkları çalışmada stabilizasyon kontrol döngüsünde sıfır kalıcı durum hatası gereksinimini sağlayabilmek için PII2 kontrol şemasını önermişlerdir. Çalışmalarında jiroskop ile elde edilen açısal hız bilgisinin geri besleme olarak kullanıldığı klasik kontrol şeması ile kendilerinin önerdiği PII2 kontrol şemasını karşılaştırmışlardır[4]. Ji ve diğerleri, hibrit uyarlanabilir fuzzy PID kontrol edicisini (Adaptive Fuzzy PID Controller, AFPID) önermişlerdir [5]. Ji ve diğerlerine göre hibrit kontrol ile fuzzy kontrolün içerdiği statik hatalar giderilebilir ve gerçek zamanlı, yüksek hassasiyete sahip bir stabilizasyon sağlanabilir [5]. Algrain ve Quinn ise açısal bozunumları algılamak için lineer ivme ölçerlerin kullanılmasının jiroskoplu sistemlere göre maliyeti 10 kat daha azaltacağını ve ivme ölçerlerin, servo sistemin ivme kontrol modunda çalışmasını sağlayarak daha geniş stabilizasyon bant aralığı elde etme şansını vereceğini düşünmüşler ve ivme ölçer tabanlı stabilizasyon sistemi üzerinde durmuşlardır [6]. Yapılan çalışmalara genel olarak bakıldığında, genellikle ya gimbal dinamikleri üzerinde durulmuş ya da kontrol metotları üzerinde çalışmalar yapılmıştır. Ayrıca hareket sağlayıcılarda genellikle doğrudan kontrollü DA motorları göz önünde bulundurulmuştur.

Bu çalışmada deniz araçları için kullanılabilecek iki eksen hareketli platform modeli ve görüş hattı stabilizasyonu üzerinde durulmuştur. Deniz araçlarında kullanılan görüş sistemleri için genellikle düşük stabilizasyon hassasiyeti gereksinimden dolayı, her iki eksen içinde hareket sağlayıcı olarak doğrudan kontrollü DA tork motoru yerine dişli sistemini içeren fırçasız DA motor modeli ele alınmış ve gerekli torkun sağlanması için dişli sistemi olarak harmonic drive göz önünde bulundurulmuştur. Böylelikle yüksek frekanslı bozunumlar altında ihtiyaç duyulan ve yüksek tork ihtiyacından dolayı oldukça hacimli ve ağırlıklı olan doğrudan kontrollü motorlara olan gereksinimin ortadan kaldırılması düşünülmüştür[7]. Ayrıca doğrudan kontrollü motorlarda gerekli yük torkunun doğrudan motor tarafından karşılanması, motor tarafından çekilen akımın da yüksek olmasına neden olmaktadır. Bu nedenle de yüksek akımla baş edebilmek için gereken ekstra çözümler(motor ve güç anahtarlama elemanlarının soğutulması vs.) maliyetin artmasına neden olmaktadır. Doğrudan kontrollü motorların en önemli avantajı, yük ile motor arasında dişli gibi bir mekanik aktarım sistemi bulunmadığından dişli boşluğu (backlash) probleminin olmamasıdır. Dişli boşluğu hareket sağlayıcı sistemin bükülme direncini(stiffness) düşürdüğünden hassas pozisyon kontrolünde önemli bir sınırlayıcı etkidir[8]. Fakat harmonic drive dişli sistemi, sıfır dişli boşluğu özelliğine sahip olduğundan hassas pozisyon kontrolünde oldukça kullanışlıdır[9]. Dolayısıyla harmonic drive sistemi ile dişli boşluğu sorunu olmadan daha kompakt ve düşük maliyetli bir hareket sağlayıcının tasarlanması mümkün olmaktadır. Doğrudan kontrollü motorlarda bir dişli sistemi olmadığından motor tarafındaki mekanik tork salınımları yük tarafına doğrudan taşınmaktadır. [10]. Dolayısıyla harmonic drive sistemi yük tarafına iletilen tork salınımlarını oldukça azalttığından önemli bir avantaj sağlamaktadır.

Bu çalışmada öncelikli olarak hareketli platform sistemi katı gövde şeklinde düşünülerek her bir eksenin hareket denklemi ortaya konulmuş ve platform sisteminin bağlı olduğu zeminin açısız titreşimlerinden kaynaklanan bozunumlara ek olarak, her bir eksenin birbiri üzerindeki çapraz kuplaj etkisinden kaynaklanan tork bozunumları da ele alınmıştır. Daha sonra ise fırçasız doğru akım motorunun (FDAM) modeli geliştirilmiş ve FDAM'nin hareket kontrolü için vektör kontrol yöntemi stabilizasyon döngüsüne dahil edilmiştir. Söz konusu iki eksen hareketli platform modeli ve kontrol döngüsü MATLAB/Simulink ortamında geliştirilmiş ve zeminin açısız titreşimlerinden kaynaklanan bozunumların benzetimi yapılarak model test edilmiş ve sonuçları ortaya koyulmuştur.

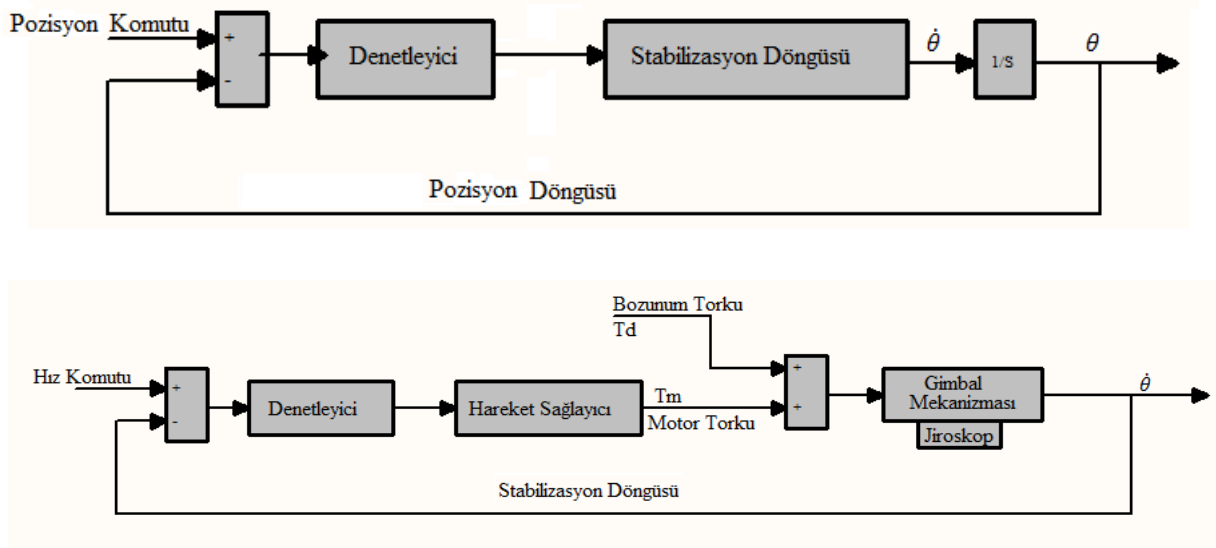
2. TASARIM HUSUSLARI (DESIGN CONSIDERATIONS)

İki eksen hareketli platform sistemlerinde stabilizasyon, Şekil 1.'de görüldüğü gibi genellikle iç hareket sağlayıcı mekanizmasına monte edilmiş olan görüş sistemi için sağlanır. İç hareket sağlayıcı mekanizmasının hareketini sağlayan sistem, sürtünme ve benzeri tork bozunumlarının hareket merkezine olan etkilerini minimuma indirecek şekilde tasarlanır. Hareketli platform sisteminde dönen bütün elektromekanik aksamların, doğrusal titreşimlerden kaynaklanan dengesizlik torklarını en aza indirecek şekilde hareket eksenine etrafında dengelenmesi gerekir. Bu amaçla hareketli platform yapısı ve yük birimi dâhil olmak üzere dönen bütün parçaların yapısal dinamikleri ve kütle özellikleri istenilen sonucun elde edilebilmesi için göz önünde bulundurulmalıdır.



Şekil 1. İki eksenli hareketli platform sistemi (Figure 1. Two axis gimbal system)

Stabilize edilmiş bir hareketli platform sistemi için tipik kontrol yapısı Şekil 2.'de görüldüğü gibi genel olarak "Dış İzleme Döngüsü" ve "İç Stabilizasyon Döngüsü" olmak üzere iki aşamadan oluşur. Dış izleme döngüsü görüş hattını hedefi sürekli izleyecek şekilde kontrol ederken, iç stabilizasyon döngüsü ise görüş hattını bozunumlardan izole etmesi için jiroskop (GYRO) tarafından aktif edilir [11]. Stabilizasyon döngüsünde amaç hız komutu ile jiroskoptan elde edilen açısız hız arasındaki hata farkını sıfırlamaya çalışmaktır. Hız komutunun sıfır olması durumunda sistem hareketli platforma uygulanan net torku sıfırlamaya çalışacaktır. Yani, kapalı döngü kontrol sistemi, hareketi sağlayan motorlarda, net bozunum torkları ile eşit büyüklükte ama zıt yönde kontrol torku üretmeye çalışacaktır.



Şekil 2. Stabilizasyonlu sistemler için tipik kontrol döngüsü, (a) Dış pozisyon döngüsü, (b) İç stabilizasyon döngüsü

(Figure 2. Typical control configurations for stabilized systems, (a) Outer position loop, (b) Inner stabilization loop)

Bu çalışmada göz önünde bulundurulmuş iki eksen hareketli platform sisteminde, her iki eksen için de kontrol döngüsü temel olarak Şekil 2.'de ifade edildiği gibidir. Aynı zamanda iki eksenin kontrol döngüsü, her iki eksenin birbiri üzerinde yarattığı tork bozunumu nedeniyle oluşan çapraz-kuplaj (cross-coupling) etkisinden dolayı birbirleriyle ilişkilidir. Çapraz-kuplaj, hareketli platform sisteminin dinamik özelliklerini açıklamaktadır. Çapraz-kuplaj etkisiyle, zemin hareket etmese bile, platformun yan hareketi yükseliş hareketini etkilerken tam tersi durumda gerçekleşebilir [12].

Bu çalışmada sadece zemin kaynaklı bozunumlar ve eksenlerin birbiri üzerindeki çapraz-kuplaj etkisi incelendiğinden dolayı,

- İki eksen hareketli platformun katı gövde olduğu ve platformun dönme merkezleri ile koordinat eksenlerinin orijininin aynı olduğu,
- Platformun ağırlık merkezi ile dönme merkezinin aynı olduğu, yani statik dengesizliğin olmadığı,
- Platformun kütle dağılımının platformun koordinat eksenlerine kıyasla simetrik olduğu, yani dinamik dengesizliğin olmadığı,

varsayılmıştır.

3. HAREKETLİ PLATFORMUN KİNEMATİK DENKLEMLERİ (GIMBAL KINEMATIC EQUATIONS)

Şekil 1.'de göz önünde bulundurulmuş hareketli platform sistemine göre üç tane referans koordinat eksen tanımlanmaktadır. Bunlar hareketli platform temeline sabit olan G koordinat eksenleri (i, j, k), yan hareket sistemine sabit olan B koordinat eksenleri (n, e, k) ve yükseliş hareketi sistemine sabit olan A koordinat eksenleri (r, e, d). Referans koordinat eksenleri arasındaki ilişki,

$$C_G^B = \begin{bmatrix} \cos\alpha & \sin\alpha & 0 \\ -\sin\alpha & \cos\alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$C_B^A = \begin{bmatrix} \cos\epsilon & 0 & -\sin\epsilon \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\epsilon & 0 & \cos\epsilon \end{bmatrix} \quad (2)$$

Eular dönüşüm matrisleri ile sağlanmaktadır [13]. Burada C_G^B G referans koordinat ekseninden B referans koordinat eksenine, C_B^A ise B referans koordinat ekseninden A referans koordinat eksenine dönüşümü

sağlayan matrisi ifade etmektedir. **G**, **B** ve **A** referans koordinat eksenlerinde ifade edilen ataletsel açısal hız vektörleri,

$$\vec{\omega}_{G/I} = \begin{bmatrix} \omega_{Gi} \\ \omega_{Gj} \\ \omega_{Gk} \end{bmatrix}, \vec{\omega}_{B/I} = \begin{bmatrix} \omega_{Bn} \\ \omega_{Be} \\ \omega_{Bk} \end{bmatrix}, \vec{\omega}_{A/I} = \begin{bmatrix} \omega_{Ar} \\ \omega_{Ae} \\ \omega_{Ad} \end{bmatrix} \quad (3)$$

şeklindedir. $\omega_{Gi}, \omega_{Gj}, \omega_{Gk}$ G koordinat ekseninde i, j ve k eksenleri etrafındaki ataletsel açısal hızı, $\omega_{Bn}, \omega_{Be}, \omega_{Bk}$ B koordinat ekseninde n, e ve k eksenleri etrafındaki ataletsel açısal hızı, $\omega_{Ar}, \omega_{Ae}, \omega_{Ad}$ A koordinat ekseninde r, e ve k eksenleri etrafındaki ataletsel açısal hızı göstermektedir. Yan hareket sistemi ve yükseliş hareket sistemi atalet matrisleri,

$$J_A = \begin{bmatrix} A_r & A_{re} & A_{rd} \\ A_{re} & A_e & A_{de} \\ A_{rd} & A_{de} & A_d \end{bmatrix} \quad (4.a)$$

$$J_B = \begin{bmatrix} B_n & B_{ne} & B_{nk} \\ B_{ne} & B_e & B_{ke} \\ B_{nk} & B_{ke} & B_k \end{bmatrix} \quad (4.b)$$

olarak gösterilir. Burada A_r, A_e, A_d A koordinat ekseninde r, e ve d eksenleri etrafındaki atalet momentlerini; A_{re}, A_{rd}, A_{de} A koordinat ekseninde çarpım atalet momentlerini; B_n, B_e, B_k B koordinat ekseninde n, e ve k eksenleri etrafındaki atalet momentlerini; B_{nk}, B_{ne}, B_{ke} B koordinat ekseninde çarpım atalet momentlerini ifade etmektedir. Bütün bunlara ek olarak $T_{YÜKSELİŞ}$, A koordinat ekseninde e-ekseni etrafındaki toplam harici torku ifade ederken, T_{YAN} ise B koordinat ekseninde k-ekseni etrafındaki toplam harici torku göstermektedir. Daha öncede bahsedildiği gibi bu çalışmada amaç hareketli platform sisteminin görüş hattı eksenini (r-ekseni) stabilize etmektir. Bu doğrultuda ω_{Ae} ve ω_{Ad} açısal hızlarının sıfıra eşitlenmesi gerekmektedir. ω_{Ae} ve ω_{Ad} açısal hızları yükseliş eksenine monte edilmiş olan jiroskop ile algılanabilir. Euler açıları birbiri ile ilişkili olan iki referans koordinat eksenindeki pozisyonu tanımlamak için kullanılır. Bu durumda G koordinat eksenini ile B koordinat eksenini arasındaki açısal ilişki tek bir u açısı kullanılarak,

$$\omega_{Bn} = \omega_{Gi} \cos u + \omega_{Gj} \sin u \quad (5.a)$$

$$\omega_{Be} = -\omega_{Gi} \sin u + \omega_{Gj} \cos u \quad (5.b)$$

$$\omega_{Bk} = \omega_{Gk} + \dot{u} \quad (5.c)$$

şeklinde elde edilebilir. Benzer şekilde B koordinat eksenini ile A koordinat eksenini arasındaki açısal ilişkisi de tek bir ε açısı kullanılarak,

$$\omega_{Ar} = \omega_{Bn} \cos \varepsilon - \omega_{Bk} \sin \varepsilon \quad (6.a)$$

$$\omega_{Ae} = \omega_{Be} + \dot{\varepsilon} \quad (6.b)$$

$$\omega_{Ad} = \omega_{Bn} \sin \varepsilon + \omega_{Bk} \cos \varepsilon \quad (6.c)$$

şeklinde elde edilebilir.

Yan ve yükseliş hareket sistemi katı gövde olarak göz önünde bulundurulduklarında temel hareket denklemleri doğrudan elde edilebilir. Bu nedenle hareket platformuna uygulanan harici tork ifadesi:

$$\vec{T} = \frac{d}{dt} \vec{H} + \vec{\omega} \times \vec{H}; \vec{H} = J \cdot \vec{\omega} \quad (7)$$

şeklinde elde edilir. Bu denklemde J atalet matrisini, $\vec{\omega}$ açısal hız vektörünü, \vec{H} ise açısal momentum vektörünü göstermektedir [14].

3.1. Yükseliş Eksenini Hareket Denklemleri (Equations for Motion About Elevation Axis)

Katı gövde olarak göz önünde bulundurulduğunda yükseliş hareket sistemi için açısal momentum,

$$\vec{H}_A = \vec{J}_A \vec{\omega}_{A/I} = \begin{bmatrix} A_r \omega_{Ar} + A_{re} \omega_{Ae} + A_{rd} \omega_{Ad} \\ A_{re} \omega_{Ar} + A_e \omega_{Ae} + A_{de} \omega_{Ad} \\ A_{rd} \omega_{Ar} + A_{de} \omega_{Ae} + A_d \omega_{Ad} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_r \\ H_e \\ H_d \end{bmatrix} \quad (8)$$

olarak elde edilir. Dönen koordinat eksenini için moment denklemi,

$$\vec{T} = \frac{d\vec{H}_A}{dt} + \vec{\omega}_A \times \vec{H}_A \quad (9)$$

şeklinde ifade edilir. Açısal momentum, moment denklemi içerisinde kullanıldığında **A** koordinat ekseninde her bir eksen için toplam harici tork,

$$\vec{T} = \begin{bmatrix} \dot{H}_r + \omega_{Ae} H_d - \omega_{Ad} H_e \\ \dot{H}_e + \omega_{Ad} H_r - \omega_{Ar} H_d \\ \dot{H}_d + \omega_{Ar} H_e - \omega_{Ae} H_r \end{bmatrix} \quad (10)$$

şeklinde hesaplanır. Bu durumda yükseliş eksenini (e-eksenini) için toplam harici tork,

$$T_{YÜKSELİŞ} = \dot{H}_e + \omega_{Ad} H_r - \omega_{Ar} H_d \quad (11)$$

denklemi ile hesaplanır. Denklem 11, yükseliş eksenini açısal hızını elde etmek için,

$$\begin{aligned} A_e \dot{\omega}_{Ae} &= T_{YÜKSELİŞ} + T_{B-YÜKSELİŞ} \\ T_{B-YÜKSELİŞ} &= (A_d - A_r)(\omega_{Ar} \omega_{Ad}) - A_{re}(\dot{\omega}_{Ar} + \omega_{Ae} \omega_{Ad}) \\ &\quad + A_{rd}(\omega_{Ar}^2 - \omega_{Ad}^2) - A_{de}(\dot{\omega}_{Ad} - \omega_{Ae} \omega_{Ar}) \end{aligned} \quad (12)$$

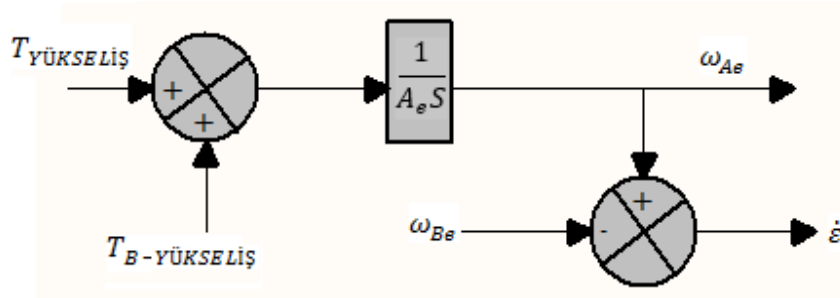
şeklinde bir diferansiyel denklem olarak ifade edilebilir. Burada $T_{B-YÜKSELİŞ}$ olarak belirtilen denklemin sağ tarafındaki atalet terimleri, kontrol döngüsüne harici tork bozunumu olarak eklenen istenmeyen bozunumları oluşturmaktadır. Yükseliş hareket sisteminin dinamik dengesizliğe sahip olmadığı varsayıldığından ($A_{re} = A_{rd} = A_{de} = 0$) Denklem 12 sadeleştirilebilir:

$$A_e \dot{\omega}_{Ae} = T_{YÜKSELİŞ} + (A_d - A_r)(\omega_{Ar} \omega_{Ad}) \quad (13)$$

Denklem 6.a ve 6.c denklem 13'de yerine koyulduğunda yükseliş eksenini için harici tork bozunumu

$$T_{B-YÜKSELİŞ} = -(A_d - A_r) \omega_{Ad}^2 \tan(\varepsilon) + \omega_{Bn} \omega_{Ad} (A_d - A_r) \frac{1}{\cos \varepsilon} \quad (14)$$

olarak elde edilir. Yükseliş eksenini için hareket denklemi, blok diyagram olarak Şekil 3'de ifade edilmektedir.



Şekil 3. Yükseliş eksenini hareket denklemi blok diyagramı

(Figure 3. Block diagram of equation for motion about elevation axis)

4.2. Yan Eksen Hareket Denklemleri (Equations for Motion About Azimuth Axis)

Bütün gimbal sistemi için **B** koordinat ekseninde açısal momentum, yükseliş ve yan hareket sistemlerinin açısal momentumlarının toplamı olarak

$$\vec{H} = \begin{bmatrix} H_n \\ H_e \\ H_k \end{bmatrix} = J_B \vec{\omega}_{B/I} + {}^A_B C^T J_A \vec{\omega}_{A/I} \quad (15)$$

şeklinde ifade edilebilir. **B** koordinat ekseninde moment denklemi ise,

$$\vec{T} = \frac{d}{dt} \vec{H} + \vec{\omega}_{B/I} \times \vec{H} \quad (16)$$

şeklindedir. Yan eksen dönüş hareketi k-ekseni etrafında gerçekleşir. Bu nedenle moment denkleminin k-ekseni için iki bileşeni aşağıdaki gibi hesaplanabilir.

$$H_k = B_{nk} \omega_{Bn} + B_{ke} \omega_{Be} + B_k \omega_{Bk} - (A_r \omega_{Ar} + A_{re} \omega_{Ae} + A_{rd} \omega_{Ad}) \sin \varepsilon \\ + (A_{rd} \omega_{Ar} + A_{de} \omega_{Ae} + A_d \omega_{Ad}) \cos \varepsilon \quad (17)$$

$$(\vec{\omega}_{B/I} \times \vec{H})_k = \omega_{Bn} (B_{ne} \omega_{Bn} + B_e \omega_{Be} + B_{ke} \omega_{Bk} + A_{re} \omega_{Ar} + A_e \omega_{Ae} + A_{de}) \\ - \omega_{Be} (B_n \omega_{Bn} + B_{ne} \omega_{Be} + B_{nk} \omega_{Bk}) \\ - \omega_{Be} (A_r \omega_{Ar} + A_{re} \omega_{Ae} + A_{rd} \omega_{Ad}) \cos \varepsilon \\ - \omega_{Be} (A_d \omega_{Ar} + A_{de} \omega_{Ae} + A_d \omega_{Ad}) \sin \varepsilon \quad (18)$$

Denklem 17 ve 18'e dayalı olarak yan eksen için hareket denklemi,

$$J_{E\mathcal{S}} \dot{\omega}_{Bk} = T_{YAN} + T_{B-YAN} \quad (19)$$

şeklinde elde edilir. Burada $J_{E\mathcal{S}}$ k-ekseni etrafındaki anlık atalet momentini göstermektedir. T_{B-YAN} ise atalet bozunumlarını ifade etmektedir. Bu terimler matematiksel olarak aşağıdaki gibi açıklanabilir.

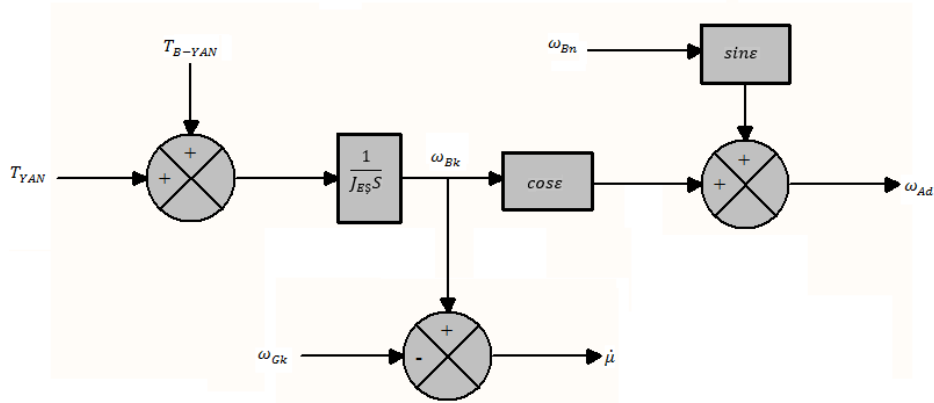
$$J_{E\mathcal{S}} = B_k + A_r \sin^2 \varepsilon + A_d \cos^2 \varepsilon - A_{rd} \sin(2\varepsilon) \quad (20)$$

$$T_{B-YAN} = [B_n + A_r \cos^2 \varepsilon + A_d \sin^2 \varepsilon + A_{rd} \sin 2\varepsilon - (B_e + A_e)] \omega_{Bn} \omega_{Be} \\ - [B_{nk} + (A_d - A_r) \sin \varepsilon \cos \varepsilon + A_{rd} \cos(2\varepsilon)] (\dot{\omega}_{Bn} - \omega_{Be} \omega_{Bk}) \\ - [B_{ke} + A_{de} \cos \varepsilon - A_{re} \sin \varepsilon] (\dot{\omega}_{Be} + \omega_{Bn} \omega_{Bk}) \\ - [B_{ne} + A_{re} \cos \varepsilon + A_{de} \sin \varepsilon] (\omega_{Bn}^2 - \omega_{Be}^2) \\ + \ddot{\varepsilon} (A_{re} \sin \varepsilon - A_{de} \cos \varepsilon) \\ + \dot{\varepsilon} [(A_r - A_d) (\omega_{Bn} \cos(2\varepsilon) - \omega_{Bk} \sin(2\varepsilon))] \\ + \dot{\varepsilon} [2A_{re} (\omega_{Bn} \sin(2\varepsilon) + \omega_{Bk} \cos(2\varepsilon))] \\ + \dot{\varepsilon} [(A_{de} \sin(\varepsilon) + A_{re} \cos(\varepsilon)) (\omega_{Ae} + \omega_{Be}) - A_e \omega_{Bn}] \quad (21)$$

Dinamik dengesizliğin olmadığı varsayıldığında (yani $A_{re} = A_{rd} = A_{de} = 0, B_{ne} = B_{nk} = B_{ke} = 0$ ise) Denklem 21,

$$T_{B-YAN} = [B_n + A_r \cos^2 \varepsilon + A_d \sin^2 \varepsilon - (B_e + A_e)] \omega_{Bn} \omega_{Be} \\ - [B_{nk} + (A_d - A_r) \sin \varepsilon \cos \varepsilon] (\dot{\omega}_{Bn} - \omega_{Be} \omega_{Bk}) \\ - B_{ke} (\dot{\omega}_{Be} + \omega_{Bn} \omega_{Bk}) \\ - B_{ne} (\omega_{Bn}^2 - \omega_{Be}^2) \\ + \dot{\varepsilon} [(A_r - A_d) (\omega_{Bn} \cos(2\varepsilon) - \omega_{Bk} \sin(2\varepsilon))] - \dot{\varepsilon} A_e \omega_{Bn} \quad (22)$$

şeklinde sadeleştirilebilir. Yan eksen için hareket denkleminin blok diyagramı Şekil 4'de görülmektedir.

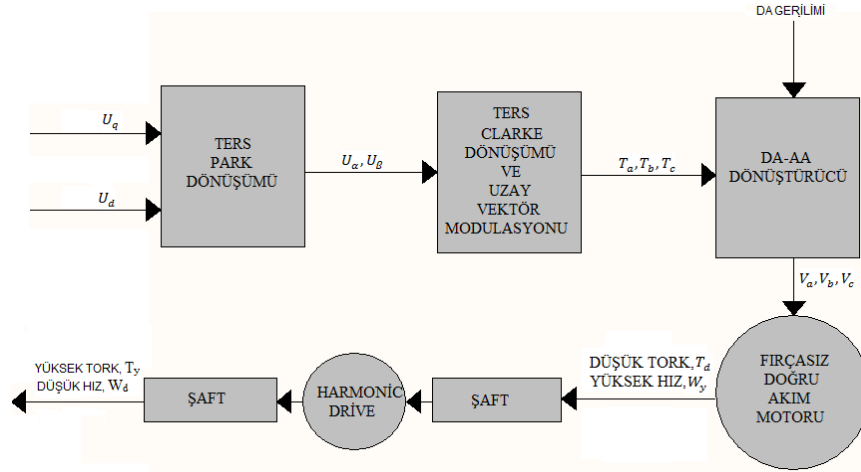


Şekil 4. Yan eksen hareket denklemleri blok diyagramı

(Figure 4. Block diagram of the equation for motion about azimuth axis)

4. HAREKET SAĞLAYICI DİNAMİK MODELİ (DYNAMIC MODEL OF ACTUATOR)

Yan ve yükseliş hareket sistemleri için gerekli kontrol torkunu sağlayan hareket sağlayıcı biriminin dinamik modeli, FDAM ve FDAM'nin vektör kontrolü ile birlikte harmonik drive dişli sistemi, mekanik şaft gibi tork aktarım birimlerinin dinamik modellerini de içermektedir. Hareket sağlayıcı birimin blok diyagramı Şekil 5'de görülmektedir.

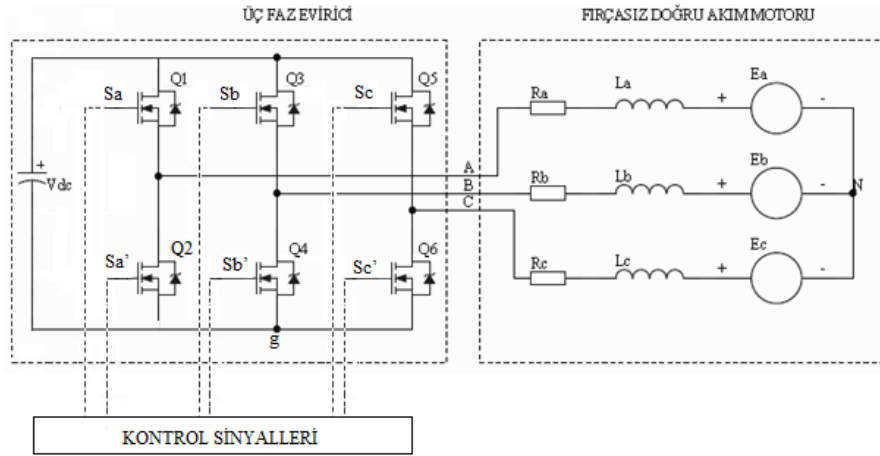


Şekil 5. Hareket sağlayıcı sistemi blok şeması

(Figure 5. Blok diagram of the actuator system)

4.1. Fırçasız Doğrusu Akım Motoru Dinamik Modeli (Dynamic Model of the Brushless Direct Current Motor)

FDAM'nin üç faz senkron makine ile benzer biçimde modellenmesi yapılabilir. FDAM'nin komütasyonunu sağlamak için ise DA-bara gerilimine sahip, endüksiyon motoru ve sabit mıknatıslı AA motoru sürücüleri ile benzer şekilde olan altı-anahtarlı PWM anahtarlamalı gerilim kaynaklı evirici topolojisi kullanılmıştır. FDAM sürücü sisteminin genel modeli Şekil 6'da görülmektedir.



Şekil 6. FDAM sürücü sistemi modeli

(Figure 6. Model of BLDC motor driver system)

FDAM üç faz stator sarımından ve bir adet sabit mıknatıslı rotordan oluşmaktadır. Faz değişkenleri ile elde edilen sarım denklemi aşağıdaki gibidir[15].

$$\begin{bmatrix} V_{AN} \\ V_{BN} \\ V_{CN} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_a & 0 & 0 \\ 0 & R_b & 0 \\ 0 & 0 & R_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_a & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ba} & L_b & M_{bc} \\ M_{ca} & M_{cb} & L_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_a \\ E_b \\ E_c \end{bmatrix} \quad (23)$$

Bu denklemde V_{AN}, V_{BN}, V_{CN} , stator faz gerilimlerini; R_a, R_b, R_c , stator faz dirençlerini; L_a, L_b, L_c stator faz öz-endüktanslarını; I_a, I_b, I_c stator faz akımlarını; $M_{ab}, M_{ac}, M_{ba}, M_{bc}, M_{ca}, M_{cb}$ stator fazları arasındaki karşılıklı-endüktansı; E_a, E_b, E_c ise zıt EMK gerilimlerini göstermektedir.

Basitlik olması açısından,

- Bütün stator sarımlarının dirençleri eşit, öz-endüktansları ise sabit ve eşit olarak kabul edilebilir,
- Karşılıklı endüktanslar ihmal edilebilir,
- Eviricide bulunan yarı iletken güç elemanları ideal kabul edilebilir,
- Demir kayıpları ihmal edilebilir,
- Motor simetrik kabul edilebilir ve salient effect ihmal edilebilir,

varsayımları yapıldığında FDAM motorunun matematiksel modeli

$$\begin{bmatrix} V_{AN} \\ V_{BN} \\ V_{CN} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_s & 0 & 0 \\ 0 & L_s & 0 \\ 0 & 0 & L_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_a \\ E_b \\ E_c \end{bmatrix} \quad (24)$$

olarak elde edilir. E_a, E_b, E_c zıt EMK'ları

$$\begin{bmatrix} E_a \\ E_b \\ E_c \end{bmatrix} = \omega_m \delta_m \begin{bmatrix} Q_a(\theta_r) \\ Q_b(\theta_r) \\ Q_c(\theta_r) \end{bmatrix} \quad (25)$$

eşitliği kullanılarak hesaplanır [15]. Bu denklemde ω_m , rotorun açısal hızını (rad/sn); δ_m , akıbağını ya da zıt EMK sabitini; θ_r ise rotorun pozisyonunu (rad) göstermektedir. $Q_a(\theta_r), Q_b(\theta_r)$ ve $Q_c(\theta_r)$, FDAM motorunun endüklenen trapezoidal EMK'larına karşılık gelen açısal pozisyona, (θ_r) bağlı birim fonksiyon üreticeni ifade etmektedir.

Üretilen elektromanyetik tork Newton'un tanımına göre

$$T_e = (E_a I_a + E_b I_b + E_c I_c) / \omega_m \quad (26)$$

şeklinde elde edilir. Denklem 25, Denklem 26 ile birleştirildiğinde

$$T_e = \delta_m Q_a(\theta_r) I_a + \delta_m Q_b(\theta_r) I_b + \delta_m Q_c(\theta_r) I_c \quad (27)$$

$$T_e = T_a + T_b + T_c \quad (28)$$

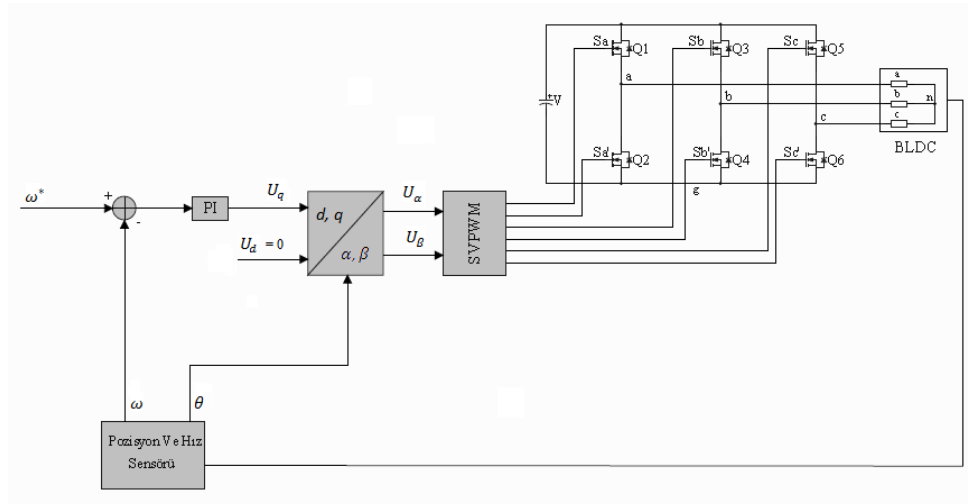
sonucuna ulaşılır. Newton'un ikinci yasasına göre rotorun açısal hareketi

$$T_e = T_m + J \frac{d\omega_m(t)}{dt} + B\omega_m(t) \quad (29)$$

olarak tanımlanır. Burada T_m yük torkunu, J rotor ataletini, ω_m yük açısal hızını, B ise sönümlenme katsayısını ifade etmektedir.

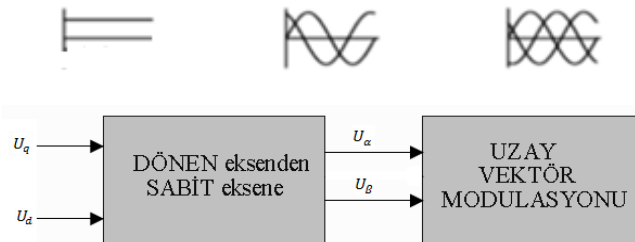
4.2. Fırçasız Doğru Akım Motoru Vektör Kontrolü (Vector Control of Brushless Direct Current Motor)

Vektör kontrolünün temel prensibi stator akımlarını tork ve akı bileşenine ayırarak ayrı ayrı kontrol etmektir. Tork bileşeninin ve manyetik akı bileşeninin elde edilebilmesi için rotorun pozisyonunun bilinmesi gerekir. Tork bileşeni rotorun pozisyonuna dik olan I_q bileşeni, akı bileşeni ise rotorun pozisyonuna paralel olan I_d bileşenidir. Şekil 7'de vektör kontrolünü içeren stabilizasyon döngüsünün genel şeması görülmektedir. Rotorun pozisyonu ve hız bilgisi sensörler kullanılarak elde edilir. Okunan hız bilgisi referans hız bilgisinden çıkarılarak elde edilen hız hatası PI kontrolcüsüne iletilir. PI kontrolcüsünün çıkışı ise tork bileşeni olarak kullanılır. Motor anma hızına ulaşmadan önce maksimum sabit torkun elde edilebilmesi için akı bileşeni sıfır olarak alınır.



Şekil 7. Vektör kontrolünün genel şeması

(Figure 7. General diagram of vector control)



Şekil 8. Vektör kontrol dönüşümleri

(Figure 8. Vector control transformations)

Şekil 8’de vektör kontrolünde kullanılan dönüşümler görülmektedir. Tork bileşeni U_q ve akı bileşeni U_d ters park dönüşümü ile rotora göre sabit olan α - β eksenindeki bileşenlere dönüştürülürler. Ters park dönüşümü,

$$U_s = U_d + U_qj = (U_\alpha + U_\beta j)e^{j\omega t}$$

$$\begin{bmatrix} U_\alpha \\ U_\beta \\ U_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\omega t) & -\sin(\omega t) & 0 \\ \sin(\omega t) & \cos(\omega t) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_d \\ U_q \\ U_0 \end{bmatrix} \quad (30)$$

ile ifade edilir. Bu dönüşüm için rotorun elektriksel açı pozisyonunun bilinmesi gerekir. α - β eksenindeki bileşenler ise uzay vektör darbe genişlik modülasyonu ile evirici güç anahtarlarını kontrol eden uygun PWM sinyallerine dönüştürülür. PWM sinyallerinin güç anahtarlarını kontrol etmesiyle DA gerilimi, 3 faz AA gerilimine dönüştürülür.

Şekil 6’da fırçasız doğru akım motoruna sürekli bir doğru akım kaynağından alternatif gerilim sağlayan ve güç anahtarlarından oluşan evirici devresi görülmektedir. Mantıksal sinyaller $S_a, S'_a, S_b, S'_b, S_c$ ve S'_c , evirici güç anahtarları için komut sinyalleridir. Evirici anahtarları için mümkün olan 8 kombinasyon bulunmaktadır. Faz gerilimlerinden (V_{an}, V_{bn}, V_{cn}) Denklem 31’de ifade edilen Clarke dönüşümüne göre elde edilebilecek U_α ve U_β değerler Tablo 1.’de görülmektedir.

$$\begin{bmatrix} U_\alpha \\ U_\beta \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} \quad (31)$$

Denklem 31’de kullanılmak üzere faz gerilimleri, evirici anahtarlarının anahtarlama periyodları hesaba katılarak,

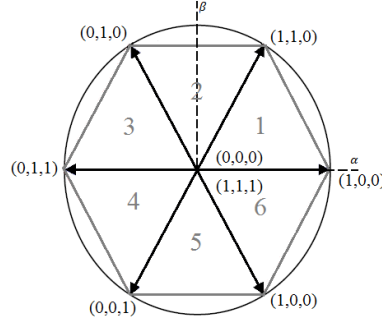
$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{ag} \\ V_{bg} \\ V_{cg} \end{bmatrix} \quad (32)$$

şeklinde hesaplanır[16].

Tablo 1. α - β Bileşenleri İçin Anahtarlama Kombinasyonları
(**Table 1.** Switching combinations for α - β components)

S_a	S_b	S_c	U_α	U_β
0	0	0	0	0
1	0	0	$\frac{2}{3}V$	0
0	1	0	$-\frac{1}{3}V$	$\frac{1}{\sqrt{3}}V$
1	1	0	$\frac{1}{3}V$	$\frac{1}{\sqrt{3}}V$
0	0	1	$-\frac{1}{3}V$	$-\frac{1}{\sqrt{3}}V$
1	0	1	$\frac{1}{3}V$	$-\frac{1}{\sqrt{3}}V$
0	1	1	$-\frac{2}{3}V$	0
1	1	1	0	0

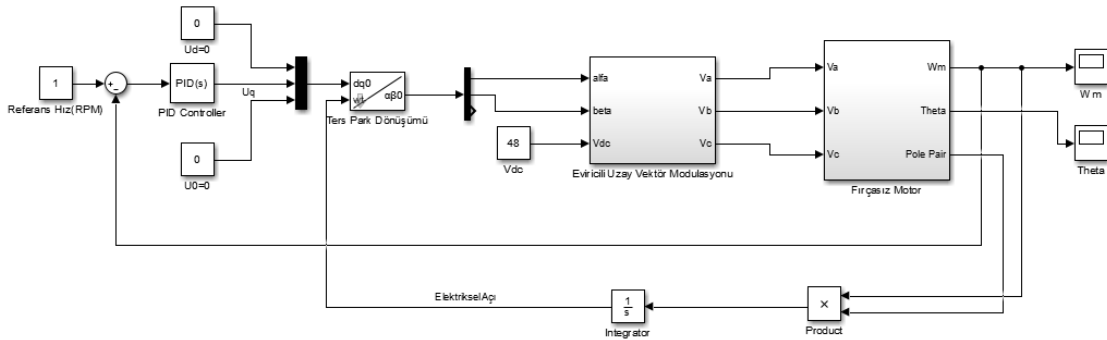
Evirici anahtarlarının kombinasyonu ile tanımlanan sekiz temel uzay vektörü Şekil 9’da görülmektedir. Her iki uzay vektörü arasındaki bölge bir sektörü ifade etmektedir. U_α ve U_β değerlerinin hangi sektörü gösterdiği tespit edilerek evirici anahtarlarını kontrol eden komut sinyallerinin (S_a , S_b , S_c) durumu sürekli olarak güncellenir [16].



Şekil 9. Temel uzay vektörleri

(Figure 9. Basic space vectors)

Vektör kontrol yönteminin en önemli avantajı, tork kontrolü ile tork salınımlarının en aza indirilmesini sağlayarak FDAM motorların çok düşük hızlarda bile düzgün bir şekilde dönmelerini imkân sağlamasıdır [17]. Şekil 10’da bu çalışmada geliştirilen FDAM motor modeli ve vektör kontrol algoritması kullanılarak tasarlanmış düşük hız kontrol döngüsünün blok diyagramı görülmektedir. Tablo 2’de ise kullanılan FDAM’nin parametreleri yer almaktadır.



Şekil 10. Vektör kontrol yöntemi ile düşük hız kontrolü

(Figure 10. Low speed control with vector control method)

Şekil 11’de kontrol döngüsüne 1 devir/dakika hız isteği verildiğinde motorun hız tepkisinin grafiği görülmektedir. Grafik incelendiğinde FDAM motor hızının, istenilen hız değerine ulaştığını ve %3 tolerans aralığında salınım yaptığı görülmektedir. Bu sonuçla da vektör kontrolünün FDAM’ların düşük hız kontrollerinde ne kadar etkili olduğu anlaşılmaktadır.

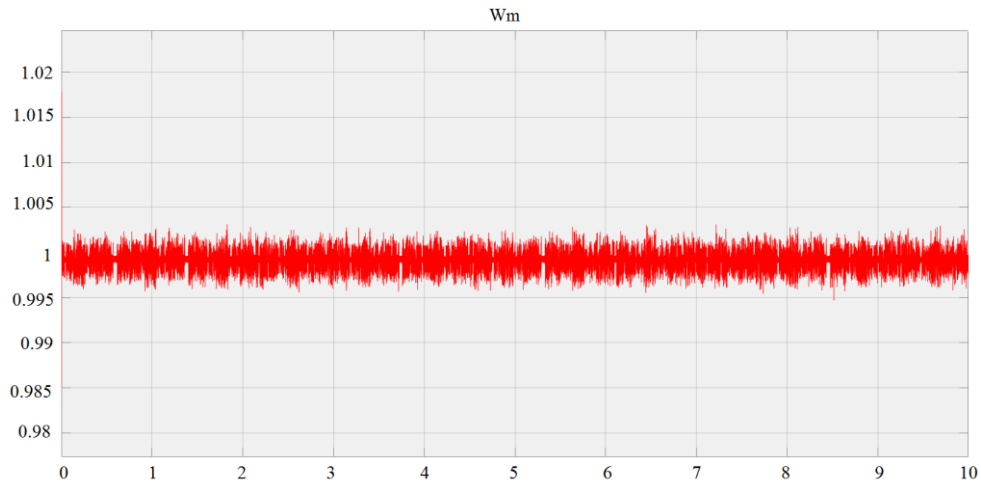
4.3. Mekanik Tork İletimi (Transmission of Mechanical Torque)

Şekil 12’de FDAM sürücü sisteminin mekanik şaftlar ve Harmonic Drive dişli sistemi ile olan bağlantılarını gösteren SIMULINK modeli görülmektedir. FDAM’dan elde edilen torkun yük birimi için yeterli seviyeye yükseltilebilmesi amacıyla, harmonic drive dişli sistemi bir mekanik şaft vasıtasıyla FDAM’nin çıkışına bağlı bulunmaktadır. Ayrıca harmonic drive dişli sistemi tarafından artırılmış olan tork yine mekanik şaft vasıtasıyla yük birimine iletilmektedir. “Mekanik Şaft Motor” bloğu tarafından Harmonic Drive dişli sistemine iletilen tork aynı zamanda FDAM için yük torku, T_m olarak da değerlendirilmektedir. Harmonic Drive dişli bloğu tarafından yükseltilecek tork ise “Mekanik Şaft Yük” bloğu tarafından yük birimine aktarılmaktadır. Yük ataleti, $J_{yük}$ ise “Mekanik Şaft Yük” bloğunun yük tarafındaki açısız hızını

hesaplamak için kullanılmaktadır ve doğrudan platform üzerine monte edilecek faydalı yükün (görüş sistemi vb.) ilgili eksenindeki ataletini göstermektedir.

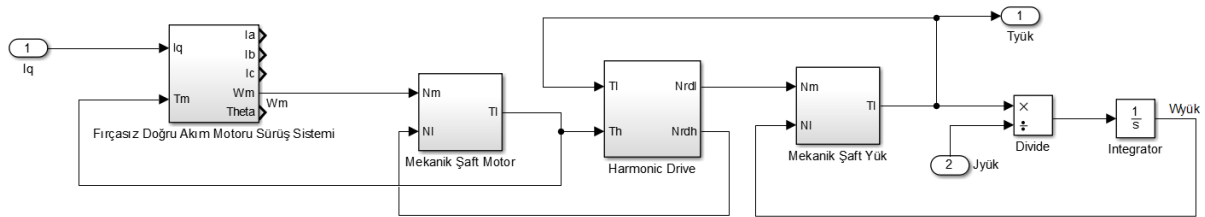
Tablo 2. FDAM parametreleri
(**Table 2. BLDCM parameters**)

Parametreleri	Değerler
Nominal Gerilim, V	48
Yüksüz Hız, rpm	3440
Terminal Faz-Faz Direnci R_s , Ω	6.89
Terminal Faz-Faz Endüktansı L_s , mH	5.85
Tork Sabiti K_t , mNm/A	131
Back EMF K_e , V/rad/sec	131
Rotor Ataleti, J Kg.m ²	0.0000181
Sönümlenme Oranı, B	0



Şekil 11. FDAM hız tepkisi

(**Figure 11. Angular Velocity Response Of BLDC Motor**)



Şekil 12. FDAM sürücü sistemi ve mekanik tork aktarımı

(**Figure 12. BLDC motor driver system and transmission of mechanical torque**)

Bu çalışmada mekanik torkun şaft üzerinden iletiminde şaft sertliğini ve içsel sönümlemeyi hesaba katmak amacıyla “SIMULINK, Electric Drives/Shafts and Speed Reducers” kütüphanesinde bulunan “Mechanical Shaft” modeli kullanılmıştır. Şaft bloğu matematiksel olarak,

$$T_l = K \int (N_m - N_l) dt + B(N_m - N_l) \quad (33)$$

denklemleri ile ifade edilmektedir. Burada K şaft sertliğini, B içsel sönümlenmeyi, N_m şaftın sürücü tarafındaki açısal hızı, N_l ise şaftın yük tarafındaki açısal hızını göstermektedir. T_l , denklem 26’da yük torku olarak kullanılırken, harmonic drive dişlisi için yüksek hız tarafı giriş torkunu ifade etmektedir. Harmonic Drive dişli sisteminin benzetimini yapmak için ise yine aynı kütüphanede bulunan “Speed Reducer” modelinden yararlanılmıştır. Harmonic Drive dişli bloğu ise matematiksel olarak,

$$J_{rdh} \ddot{\theta}_{rdh} = T_h - \frac{T_l}{\eta_i} \quad (34)$$

denklemleri ile ifade edilmektedir. Bu denklemde J_{rdh} yüksek hız tarafına göre harmonic drive dişli ataletini, $\ddot{\theta}_{rdh}$ harmonic drive dişlisinin yüksek hız tarafındaki ivmesini, T_h harmonic drive dişlisinin yük hız tarafında iletilen torku, T_l harmonic drive dişlisi tarafından yüke bağlanan şafta iletilen torku, η harmonic drive dişli verimliliğini ve i ise redüksiyon oranını göstermektedir. Yük tarafındaki şaft bloğunda ise yine matematiksel olarak denklem 33 ile ifade edilmiştir.

5. BENZETİM SONUÇLARI (SIMULATION RESULTS)

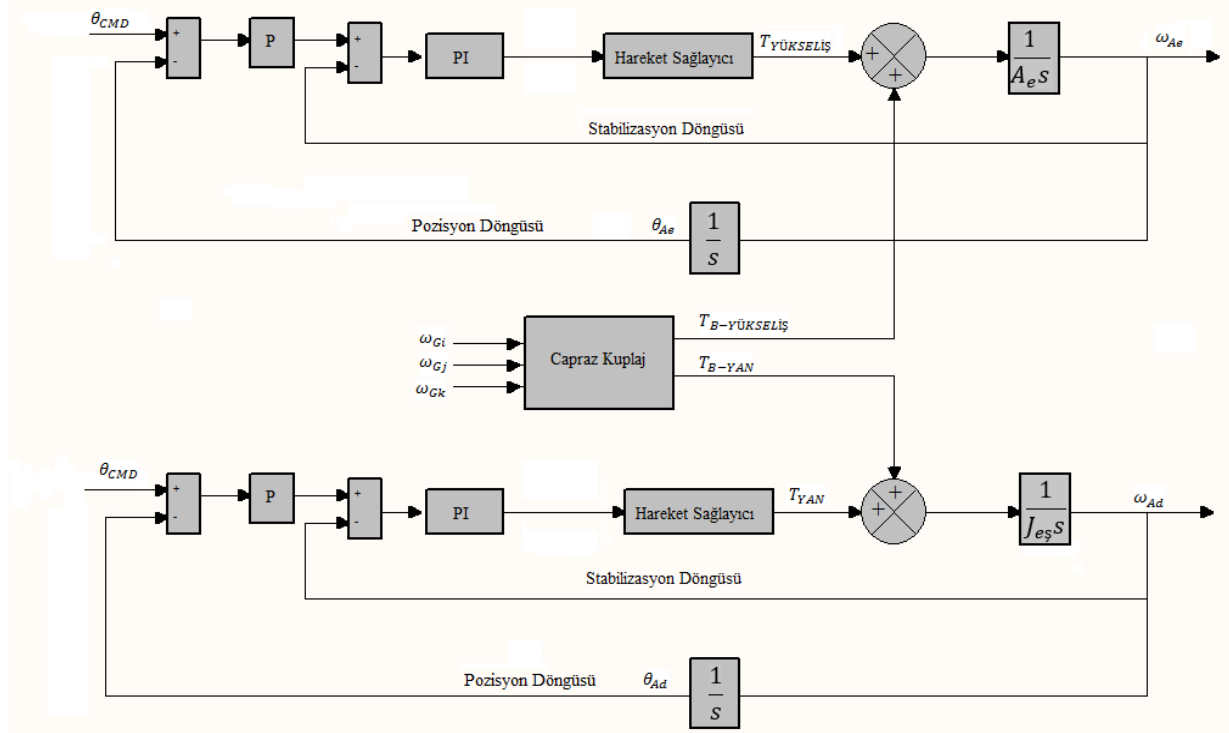
Şekil 13’de iki eksen hareketli platform sisteminin kontrol döngüsünün blok diyagramı görülmektedir. Her iki eksen için de kontrol döngüsü, iç stabilizasyon döngüsü ve dış pozisyon döngüsünden oluşmaktadır. Hareket sağlayıcı olarak her iki eksen içinde şekil 12’de gösterilen blok diyagramı kullanılmıştır. Eksenlerin kontrol döngüleri birbirleri ile çapraz kuplaj etkisi ile ilişkilidirler. Çapraz kuplaj etkisi TB-YÜKSELİŞ ve TB-YAN denklem 14 ve denklem 22 kullanılarak hesaplanmaktadır. Stabilizasyon döngülerinde PI denetleyici bulunurken pozisyon döngülerinde P kontrolcü bulunmaktadır. Birçok araştırmacı gimbal sistemlerinin kontrolü için çeşitli modern kontrol teknikleri geliştirdiler de düşük maliyete sahip olması, kolay uygulanabilmesi ve yüksek performansı nedeniyle klasik PID kontrol ediciler hala oldukça tercih edilmektedirler.

Harmonic Drive dişli sistemi ve mekanik şaft parametreleri ise Tablo 3.’de yer almaktadır. FDAM için ise yine tablo 2.’de yer alan parametreler kullanılmaktadır. Her iki eksen motoru için de aynı parametreler geçerlidir.

Tablo 3. Harmonic Drive ve Mekanik şaft parametreleri

(Table 3. Harmonic Drive and mechanical shaft parameters)

Mekanik Şaft Sertliği K , N.m	17190
Mekanik Şaft İç Sönümlenme B , N.m.s	600
Harmonic Drive Redüksiyon Oranı	100
Harmonic Drive Verimliliği	0.95
Harmonic Drive Giriş Ataleti, Kg.m^2	0.0005



Şekil 13. Yükseliş eksen ve yan eksen kontrol döngüsü

(Figure 13. Control loop for elevation and azimuth axis)

Yan ve yükseliş hareket sistemleri için atalet matrislerinin değerleri aşağıdaki gibidir.

$$J_A = \begin{bmatrix} 0.002 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0009 & 0 \\ 0 & 0 & 0.007 \end{bmatrix} \quad (35)$$

$$J_B = \begin{bmatrix} 0.004 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0005 & 0 \\ 0 & 0 & 0.001 \end{bmatrix} \quad (36)$$

Ziegler-Nichols metodu takip edilerek ayarlanan kontrolcü parametreleri her iki eksen için de,

Stabilizasyon döngüsü $K_p=1500$,

Stabilizasyon döngüsü $K_i=100$,

Pozisyon döngüsü $K_p=100$,

şeklinde. Bu çalışmada hareket sağlayıcı sistem için yük birimi olarak iki eksen hareketli platform sisteminin gövdesi göz önünde bulundurulmuştur. Platform gövdesi ise MATLAB/Simulink'de atalet momentleri ile tanımlanmıştır.

Simulink modelinde hareketli platformun bağlı olduğu zeminden kaynaklanan açılal titreşimlerin, çeşitli frekanslarda benzetimi yapılmış ve sıfır pozisyon komutu altında, yan ve yükseliş eksenlerinde görüş hattındaki açılal sapma gözlemlenmiştir. Söz konusu modelde G koordinat ekseninde uygulanan açılal titreşimler

$$\theta_{i,j,k} = 0.15 \sin(2\pi f t) \quad (37)$$

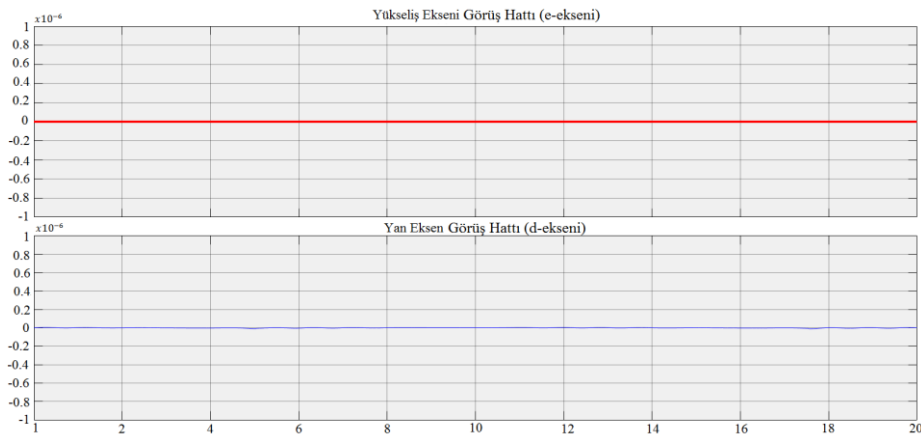
şeklinde ifade edilmiştir. Bu denklemde f açılal titreşimlerin frekansını göstermektedir. Daha sonra ise açılal titreşimler

$$\omega_{i,j,k} = \frac{d\theta_{i,j,k}}{dt} \quad (38)$$

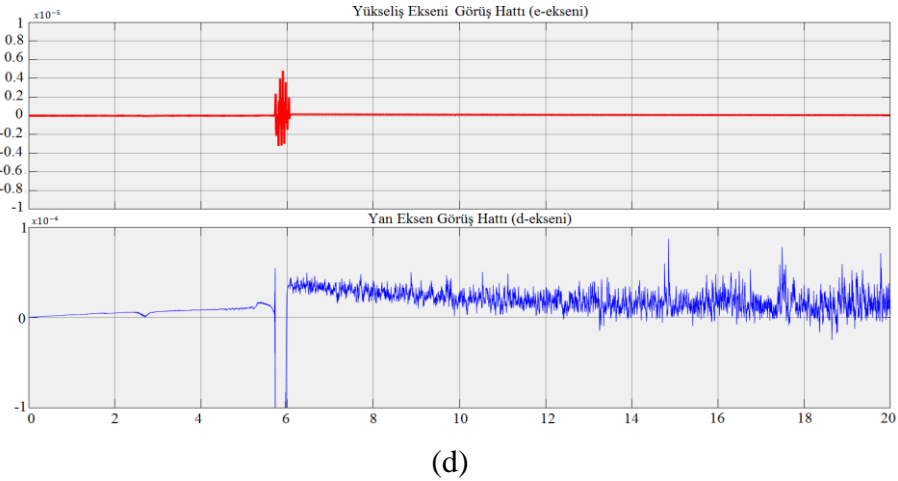
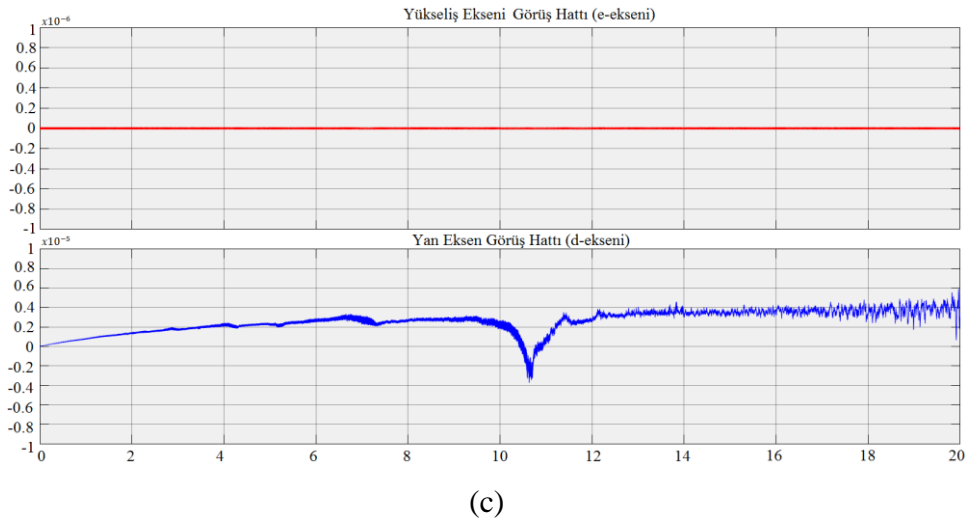
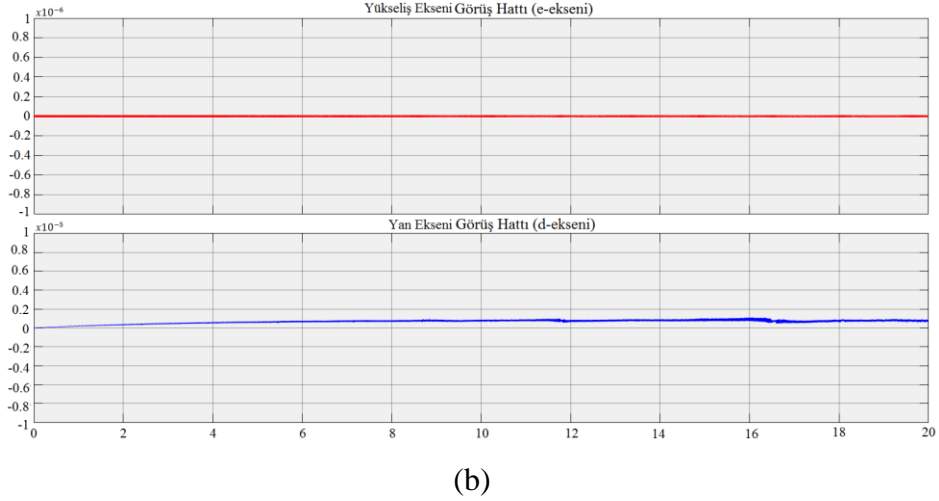
eşitliği ile açısal hıza çevrilerek hareketli platform modeline uygulanmıştır. Tablo 4’de uygulanan açısal bozunumların frekans değişimleri ve bunun sonucunda her iki eksen de oluşan açısal sapmaların değerleri görülmektedir. Bu çalışmada deniz sahasında kullanılan hareketli platformlar ele alındığı için, deniz ya da okyanus üzerinde oluşan ve frekansı 1-2 Hz değerinin çok üstüne çıkmayan rüzgâr kaynaklı dalgalanmaların oluşturduğu bozunumlar dikkate alınmıştır. Dolayısıyla bu çalışmada geliştirilen model, bu frekans aralığını kapsayan bozunumlar altında test edilmiştir. Bununla birlikte Şekil 14’de ise Tablo 4’de yer alan dört frekans koşulu için iki eksen de görüş hattı tepkisi grafiksel olarak gösterilmektedir. Şekil 14’da yer alan grafikler ve Tablo 4’de yer alan görüş hattı sapmaları değerlendirildiğinde zeminden kaynaklanan açısal bozunumların frekansının artması ile birlikte her iki eksen de sapma açısının giderek arttığı görülmektedir. Bunun sonucunda zemin hareketlerinden kaynaklı açısal bozunumların görüş hattını nasıl etkilediği anlaşılmaktadır. Görüş hattı stabilizasyonunun kazandırılması gereken hareketli platform uygulamalarında genellikle yüksek tork-atalet oranlarından dolayı doğrudan kontrollü motorlar tercih edilir. Literatürde yapılan çalışmalarda doğrudan kontrollü motor içeren uygulamalarda miliradyan seviyelerinde ki stabilizasyon hassasiyeti genellikle geçerli bir değer olarak kabul edilmiştir[18-20]. Dolayısıyla bu çalışmada elde edilen sonuçlar incelendiğinde, harmonic drive sistemi içeren bir hareketli platform için söz konusu bozunum frekanslarında elde edilen μ rad ve nrad seviyesindeki stabilizasyon hassasiyetleri başarılı bir sonuç elde edildiğini göstermektedir.

Tablo 4. Açısal bozunum özellikleri ve görüş hattı sapma açıları
(**Table 4.** Angular disturbance specifications and deviation angles of line of sight)

Koşul	Bozunum Genliği (Rad)	Bozunum Frekansı (Hz)	Yan Eksen Görüş Hattı Sapması (Rad)	Yükseliş Ekseni Görüş Hattı Sapması (Rad)
1	∓ 0.15	0.5	$\leq 0.02\mu$	$\leq 0.04n$
2	∓ 0.15	2	$\leq 1\mu$	$\leq 0.3n$
3	∓ 0.15	4	$\leq 4\mu$	$\leq 9n$
4	∓ 0.15	8	$\leq 800\mu$	$\leq 5\mu$



(a)



Şekil 14. Dört koşul için görüş hattı tepkisi, (a) koşul 1 için görüş hattı tepkisi, (b) koşul 2 için görüş hattı tepkisi, (c) koşul 3 için görüş hattı tepkisi (d) koşul 4 için görüş hattı tepkisi

(Figure 14. Line of sight response for four conditions, (a) Line of sight response for condition 1, (b) Line of sight response for condition 2, (c) Line of sight response for condition 3, (c) Line of sight response for condition 4)

6.SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Bu çalışmada iki eksen hareketli platform modeli geliştirilmiş ve bu platform modeline her iki eksen de görüş hattı stabilizasyonu kazandırmak için, pozisyon ve stabilizasyon döngüsünden oluşan kontrol modeli tasarlanmıştır. Platform modelinde hareket sağlayıcı sistemi, fırçasız doğru akım motorundan ve harmonic drive dişli sisteminden oluşacak şekilde tasarlanmıştır. Fırçasız doğru akım motorunun komütasyonunu sağlamak için ise vektör kontrol yönteminden yararlanılmıştır. Ayrıca Newton'un ikinci yasasından faydalanılarak, hareketli platformun iki eksen için de hareket denklemi çıkarılmış ve çapraz-kuplaj etkisinden kaynaklanan tork bozunumu da zeminin hareketinden kaynaklanan açısal bozunumlar ile birlikte stabilizasyon döngüsüne dahil edilmiştir. İki eksen hareketli platform modelinin MATLAB/Simulink ortamında benzetimi yapılmış ve farklı bozunum frekanslarında her iki eksen de görüş hattı sapmaları incelenmiştir. Sonuç olarak zemin hareketinden kaynaklanan bozunumların frekanslarının artmasıyla birlikte, görüş hattındaki sapma açısının da giderek arttığı gözlemlenmiştir. Söz konusu frekans aralığında görüş hattında oluşan bu sapmalar, stabilizasyon döngüsünün gerekli stabilizasyon hassasiyetini sağladığını göstermiştir.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

- [1] Rue, A.K., *Precision stabilization systems*, IEEETrans. Aerospace and Electronic Systems, 1974, Vol. AES-10, No. 1, pp. 34-42.
- [2] Daniel, R., *Mass properties factors in achieving stable imagery from a gimbal mounted camera*, SPIE Airborne Intelligence, Surveillance, Reconnaissance (ISR) Systems and Applications, 2008, Vol. 6946, doi:10.1117/12.778245.
- [3] Yu, S. ve Zhao, Y., *A New measurement method for unbalanced moments in a two axes gimbale seeker*, Chinese Journal of Aeronautics, 2010, Vol. 23, No. 1, pp. 117-122.
- [4] Han, Y., Lu, Y. ve Qiu, H., *An Improved Control Scheme of Gyro Stabilization Electro-Optical Platform*, IEEE International Conference on Control and Automation, Guangzhou, 2007.
- [5] Ji, W., Li, Q. ve Xu, B., *Design Study of Adaptive Fuzzy PID Controller for LOS Stabilized System*, Sixth International Conference on Intelligent Systems Design and Applications, 2006, ISDA '06., Jinan.
- [6] Algrain, M. C. Ve Quinn, J., *Accelerometer based line-of-sight stabilization approach for pointing and tracking systems*, Second IEEE Conference on Control Applications, 1993, Vancouver, BC.
- [7] Kwon, Y.S., Hwang, H.Y., Choi Y.S., *Stabilization Loop Design on Direct Drive Gimbale Platform With Low Stiffness and Heavy Inertia*, IEEE International Conference on Control Automation and Systems, 2007, doi:10.1109/ICCAS.2007.4406930.
- [8] Kwon, Y.S., Hwang, H.Y., Lee, H.R. ve Kim, S.H., *Rate Loop Control Based on Torque Compensation in Anti-backlash Geared Servo System*, IEEE American Control Conference, 2004.
- [9] Ueura, K., Slatter, R., *Development of The Harmonic Drive Gear For Space Applications*, SAO/NASA Astrophysics Data System (ADS), 1999, Vol. 498, pp. 259.
- [10] Matsui, N., Makino, T., Satoh, H., *Autocompensation of torque ripple of direct drive motor by torque observer*, IEEE Transactions on Industry Applications, 2002, Vol. 29(1), pp. 187– 194
- [11] Masten, M.K., *Inertially stabilized platform for optical imaging systems*, IEEE Control Systems Magazine, 2008, Vol. 28, pp. 47-64.
- [12] Daniel, R., *Mass properties factors in achieving stable imagery from a gimbal mounted camera*, SPIE Airborne Intelligence, Surveillance, Reconnaissance (ISR) Systems and Applications, 2008, Vol. 6946, doi:10.1117/12.778245.
- [13] Hilkert, J.M., *Inertially Stabilized Platform Technology: Concepts and Principles*, IEEE Control Systems Magazine, 2008, Vol. 28, pp. 26-46
- [14] Ekstrand, B., *Equation of motion for a two axes gimbal system*. IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems, 2001, Vol. 37, No. 3, pp. 1083-1091.
- [15] Lazor, M. ve Stulrajter, M., *Modified field oriented control for smooth torque operation of a BLDC motor*, ELEKTRO, 2014, pp. 180-185, doi: 10.1109/ELEKTRO.2014. 6847897
- [16] ATMEL, *AVR32723: Sensor Field Oriented Control for Brushless DC motors with AT32UC3B0256*, 32-bit AVR Microcontrollers Application Note, 2009, Rev. 32126A-AVR32-06/09
- [17] Copley Controls Corp, n.d., *What is 'Field Orientated Control' and what good is it?*, s.l.: Copley Controls Corp.

- [18] Wang, L., Ling, M., ve Wang, D., *Line-of-sight stabilization system based on fractional order control*, Systems and Control in Aerospace and Astronautics, 2008, Pages:1-4, doi:10.1109/ISSCAA.2008.4776339
- [19] Wei, Y., Xu., J ve Ma, H., *Servo control technique of gyro stabilized platform for gravimeter*, Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2014, Pages: 2238 - 2241, doi: 10.1109/ICEMS.2014.7013856
- [20] Amr, A.R., Chengzhi, S., Hany, F.M., yu, z.l., ve Tongyu, W., *Design a Robust PI Controller for Line of Sight Stabilization System*, International Journal of Modern Engineering Research (IJMER), 2012, Vol. 2(2), pp. 144-148.