Bir Turbojet Motorda Yakıt Püskürtme Sisteminin Yanma Odası Çıkış Radyal ve Genel Sıcaklık Dağılım Faktörleri Üstündeki Etkilerinin İncelenmesi

Baran İper¹, Çağdaş Cem Ergin² ve Sıtkı Uslu³ TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi Ankara

ÖZET

Bu çalışmada bir turbojet motorunun yakıt püskürtme sisteminin halka tipi yanma odası çıkışındaki radyal ve genel sıcaklık dağılım faktörleri üstündeki etkileri incelenmiştir. Radyal ve genel sıcaklık dağılım faktörleri yanma odası tasarımında büyük önem taşıyan parametrelerdir. Yanma odasında çıkışında sabit bir şekilde duran lüle yönlendirme kanatçıklarının ömürleri bu iki faktör tarafından belirlenmektedir. Yanma odasının çalıştığı basınç, mach sayısı, hava yakıt oranı gibi çalışma koşullarının yanı sıra yanma odası hava kanalları, hava delikleri ve atomizer karakteristiği gibi geometrik özellikler radyal ve genel sıcaklık dağılım faktörlerini doğrudan etkilemektedir. Bu çalışmada hava parçalamalı döngü yaratıcısı bulunan bir yanma odasında yakıt manifoldundaki dağılım düzensizliklerinin ve yakıt püskürtme sistemindeki geometrik değişimlerin etkisi 3 boyutlu reaktif Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri ile incelenmiştir. Genel sıcaklık dağılım faktörünün incelenebilmesi için halka tipi yanma odasının tüm geometrisi üzerinden analizler gerçekleştirilmelidir. Dilim sektör analizleri ile genel sıcaklık dağılım faktörünün tahmin edilebilirliği üzerine çalışmalar gerçekleştirilmiştir. HAD analizlerinin doğruluğunun artırılması amacıyla çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışması gerçekleştirilmiştir. Çalışmadaki 3 boyutlu zamandan bağımsız iki fazlı reaktif HAD analizleri için Star-CCM+ ticari yazlımı kullanılmıştır.

GİRİŞ

Gaz türbinlerinde yer alan yanma odasının tasarımı performans ve dayanım kriterleri açısından oldukça büyük bir öneme sahiptir. Günümüzde yaygın olarak kullanılan halka tipi yanma odasında en önemli tasarım parametrelerinden biri istenilen çıkış sıcaklık dağılımının elde edilebilmesidir. Yanma odasının çıkışında sabit olarak yerleştirilen lüle yönlendirme kanatçıkları sürekli olarak bu sıcaklık dağılımına maruz kalmaktadır. Bu nedenle uygun bir sıcaklık dağılımı elde edilmediği taktirde yıkıcı sonuçlar meydana gelebilmektedir. Bir yanma odası çıkışındaki ideal sıcaklık dağılımı, türbin kanatçıklarının yüksek mekanik gerilmelere maruz kalan kök bölgesinde ve soğutmanın güç olduğu uç bölgede daha düşük sıcaklıkların bulunduğu bir dağılım olmaktadır [Lefebvre,2010].

³ Dr., Makine Müh. Böl, E-posta: suslu@etu.edu.tr

¹ Araştırma görevlisi, Makine Müh. Böl., E-posta: b.iper@etu.edu.tr

² Araştırma Görevlisi, Makine Müh. Böl., E-posta: cagdasergin@etu.edu.tr

Çıkış sıcaklık dağılımının detaylı bir şekilde ele alınabilmesi ve tasarım sürecinde daha detaylı bir karşılaştırma sunabilmesi açısından iki tane faktör kullanılmaktadır. Bunlar radyal sıcaklık dağılım faktörü ve genel sıcaklık dağılım faktörüdür. Bu iki faktör temsili yerel sıcaklıkların ortalama sıcaklıktan sapmalarını ifade eder ve yanma odasındaki sıcaklık artışı ile normalize edilirler. Hesaplamalarda kullanılan sıcaklıklar kütlesel debi ortalamalı olarak ifade edilmektedir. Radyal sıcaklık dağılımı verilen şekilde elde edilmektedir.

$$RSDF = \frac{T_{maks,R} - T_{\varsigma \iota k \iota \varsigma}}{T_{\varsigma \iota k \iota \varsigma} - T_{giri\varsigma}}$$
(1)

Radyal sıcaklık dağılım faktörü ile aynı radyal konumda bulunan sıcaklık ortalamaları arasından maksimum değerin çıkış sıcaklık ortalamasından sapmasını belirtmektedir. Lüle yönlendirme kanatçıkları ve türbin kanatçıklarının ömürlerinin dikkate alındığı durumda radyal sıcaklık dağılımının uniform olması istenilen bir durum değildir. Bunun yerine maksimum radyal ortalama sıcaklığın kanatçıkların orta bölümlerine meydana geldiği bir profil ideal olarak kabul edilmektedir [Lefebvre, 2010]. Genel sıcaklık dağılım faktörü aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir.

$$GSDF = \frac{T_{maks} - T_{\varsigma \iota k \iota \varsigma}}{T_{\varsigma \iota k \iota \varsigma} - T_{q i r i \varsigma}}$$
(2)

Genel sıcaklık dağılım faktörü yanma odası çıkışındaki maksimum lokal sıcaklığın, çıkış sıcaklık ortalamasından sapmasını belirtmektedir. Yanma odası çıkışında meydana gelebilecek maksimum lokal sıcaklık hakkında bilgi vermesi açısından oldukça büyük bir öneme sahip olan genel sıcaklık dağılım faktörü lüle yönlendirme ve türbin kanatçıklarının tasarım sürecinde kritik parametrelerdendir.

Bir yanma odasının çalışma parametreleri ve geometrik parametreleri çıkış sıcaklık dağılım faktörlerini doğrudan etkilemektedir. Mudili ve diğerlerinin [Mudili, 2019] hazırladığı halka tipi yanma odası çıkış sıcaklık faktörlerinin incelendiği çalışmada, çıkış sıcaklık dağılım faktörlerini etkileyen parametreler belirtilmiştir. Difüzör geometrisi, birincil bölge geometrisi, atomizer geometrisi, sprey koni açısı, parçacık boyutları, seyreltme bölgesi geometrisi ve astar soğutma kanalları gibi geometrik parametreler doğrudan çıkış sıcaklık dağılımı üstünde etkiler yaratmaktadır. Geometrik parametreler dışında yanma odası giriş mach sayısı, hava yakıt oranı ve giriş basıncı gibi çalışma parametreleri de çıkış sıcaklık dağılım faktörlerinde belirleyici rol oynamaktadır.

Yanma odası HAD analizlerinde yakıtın enjektörlere eşit olarak dağıldığı varsayımı yapılmaktadır. Ancak yakıt manifoldunun geometrisi, yer çekimi ve aerodinamik etkiler dolayısıyla yakıt enjektörlere eşit olarak dağılmamaktır. Ozan Can Kocaman'ın yüksek lisans tez çalışması [Kocaman, 2018] kapsamında yaptığı çalışmalarda enjektörlerdeki yakıt dağılımı düzensizliklerinin yanma odası çıkış sıcaklık dağılımına etkisini incelemiş ve deneysel verilerle karşılaştırmıştır. Yaptığı çalışmalar sonucunda yakıt dağılımındaki düzensizliklerin HAD analizlerine dahil edilmesinin deneysel verilerle olan tutarlılığı artırdığını vurgulamıştır.

Mishra ve diğerleri [Mishra, 2014] gerçekleştirdikleri çalışmalarda yakıt parçacık boyutunun çıkış sıcaklık dağılımı üstündeki etkilerini değerlendirmişlerdir. Yapmış oldukları çıkarımlarda birincil bölgedeki yakıt parçacıklarının boyutu büyüdükçe buharlaşma zamanı artmaktadır ve yanma reaksiyonlarında gecikme meydana gelmektedir. Yanma sürecindeki bu gecikme bazen yanma reaksiyonlarının tamamlanamaması gibi olumsuz sonuçlar doğurabilmektedir. Sonuç olarak yakıt parçacık boyutunun artması çıkış sıcaklık dağılım faktörlerinin artmasına sebep olduğunu belirtmişlerdir.

YÖNTEM

Bu çalışma kapsamında 3 boyutlu Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri gerçekleştirilmiştir. Analizlerde yakıt atomizasyonu ve yanma reaksiyonları dahil edilmektedir. Bu nedenle analizler reaktif çoklu faz olarak tanımlanmaktadır. Basınç bazlı ayrılmış akış çözücüsü ile gerçekleştirilen analizlerde hava ideal gaz olarak tanımlanmıştır. Bu bölümde analizlerdeki akış hesaplamalarında kullanılan temel denklemler ve modellemeler hakkında bilgiler verilmiştir.

Temel Denklemler

Bir akışın modellenmesi ve çözümünde kullanılan temel denklemler sunulmuştur. Süreklilik ve momentum denklemleri kartezyen koordinat sisteminde en basit şekilde aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_j)}{\partial x_i} = 0 \tag{3}$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j u_i)}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial t_{ij}}{\partial x_i}$$
(4)

Burada t_{ij} viskoz gerilme tensörünü ifade etmektedir ve aşağıda verildiği şekilde ifade edilmektedir.

$$t_{ij} = 2\mu s_{ij} \tag{5}$$

s_{ii} burada gerilme oranı tensörünü ifade etmektedir.

$$s_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$
(6)

Enerji korunum denklemi ile tür taşınım denklemleri aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir.

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j H)}{\partial x_j} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{k_g}{c_p} \frac{\partial H}{\partial x_j}\right) + \frac{\partial(u_i t_{ij})}{\partial x_j} + S_H$$
(7)

$$\frac{\partial(\rho Y_M)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j Y_M)}{\partial x_j} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho D \frac{\partial Y_M}{\partial x_j}\right) + S_C$$
(8)

Türbülans Modellemesi

Türbülans modellemesi için pek çok yaklaşım bulunmaktadır. Bu çalışmada kullanılan türbülans modellerinde Reynolds-Ortalamalı Navier-Stokes yaklaşımı kullanılmıştır. Navier-Stokes denklemlerindeki her bir skaler büyüklüğü skaler büyüklüğün ortalaması ve skaler büyüklüğün ortalamadan sapması olarak yazılıp denklemlerin ortalaması alındığında Reynolds-Ortalamalı Navier-Stokes denklemleri elde edilir. Ayrıca hız ve basınç salınımlarının yanı sıra sıkıştırılabilir reaktif akışlarda yoğunluk ve sıcaklık salınımları da meydana gelmektedir. Bu nedenle Favre ortalama yöntemi de denklemlere dahil edilmelidir. Akışın temel denklemleri aşağıdaki formda gösterilebilir.

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u}_i)}{\partial x_i} = 0 \tag{9}$$

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{u}_{i})}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{u}_{i}\tilde{u}_{j})}{\partial x_{i}} = -\frac{\partial\bar{p}}{\partial x_{i}} + \frac{\partial}{\partial x_{j}}(2\mu\overline{s_{ji}} - \overline{\rho u_{j}'u_{i}'})$$
(10)

3 Ulusal Havacılık ve Uzay Konferansı Burada $\overline{\rho u'_j u'_\iota}$ terimi Reynolds stres tensörü olarak bilinmektedir ve aşağıdaki şekilde kısa formda gösterilebilir.

$$\tau_{ij} = \overline{\rho u'_j u'_i} \tag{11}$$

Bu tensör toplamda altı denklemden oluşmaktadır ve tüm simetriler dahil edildiğinde 22 bilinmeyen içermektedir. Bu nedenle bu çalışma kapsamında Boussinesq yaklaşımı kullanılmıştır. Boussinesq yaklaşımına göre Reynolds stres tensörü aşağıdaki şekilde ifade edilebilir.

$$\tau_{ij} = \overline{\rho u'_j u'_l} = 2\mu \widetilde{s_{ij}} - \frac{2}{3} (\bar{\rho}k + \mu \frac{\partial \widetilde{u_k}}{\partial x_k}) \delta_{ij}$$
(12)

Enerji korunum denklemi ile tür taşınım denklemleri denklem 13 ve denklem 14'te verilmiştir.

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{H})}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{u}_{\iota}\tilde{H})}{\partial x_{i}} = -\frac{\partial}{\partial x_{j}} \left(\frac{k_{g}}{c_{p}} \frac{\partial\tilde{H}}{\partial x_{j}} + \overline{\rho u_{j}'H'} \right) + \bar{S}_{H}$$
(13)

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\widetilde{Y_M})}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\widetilde{u_i}\widetilde{Y_M})}{\partial x_i} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho}D\frac{\partial\widetilde{Y_M}}{\partial x_j} + \overline{\rho}\overline{u_j}Y_M'\right) + \bar{S}_C$$
(14)

<u>k-ε Modeli:</u> k-ε modeli türbülans modellemesinde iki denklem modeli olarak bilinen ve yaygın olarak kullanılan sınıfa aittir. İki denklem modeline göre iki taşınım denklemi türbülans çözümünde yer alır. k-ε modelinde bu taşınım denklemleri, türbülans kinetik enerjisi (k) ve türbülans enerjisinin yitim oranı (ε) değerlerinin hesaplanması için kullanılır. [Pope,2000]

<u>a. Standart k – ε Modeli:</u> Jones ve Launder tarafından 1972 yılında geliştirilen Standart k- ε modeli günümüzde de yaygın olarak kullanılan ve ticari HAD programlarında da yer alan türbülans modelidir. Modelde yer alan katsayılar Launder ve Sherma tarafından 1974 yılında geliştirilmiştir. Modelde kullanılan türbülans viskozitesine ait hesaplama yöntemi denklem 15'te verilmiştir.

$$\mu_t = \bar{\rho} C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{15}$$

Burada yer alan C_{μ} değeri deneysel bir sabittir ve Tablo 1'te bu değer verilmiştir. Standart k- ϵ modelinde çözülen kinetik enerjisi (k) ve türbülans enerjisinin yitim oranına (ϵ) ait taşınım denklemleri sırasıyla aşağıda verilmiştir.

$$\frac{\partial(\bar{\rho}k)}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{u}_{j}k)}{\partial x_{j}} = \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left(\left(\mu + \frac{\mu_{t}}{\sigma_{k}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_{j}} \right) + P - \bar{\rho}\varepsilon$$
(16)

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\widetilde{u}_{j}\varepsilon)}{\partial x_{j}} = \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left(\left(\mu + \frac{\mu_{t}}{\sigma_{\varepsilon}} \right) \frac{\partial\varepsilon}{\partial x_{j}} \right) + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} P - C_{\varepsilon 2} \bar{\rho} \frac{\varepsilon^{2}}{k}$$
(17)

Bu denklemlerde yer alan σ_k , σ_ϵ , C_{ϵ_1} ve C_{ϵ_2} katsayıları deneysel sabit olarak hesaplanmıştır. Bahsi geçen bu deneysel sabitlere ait değerler aşağıdaki Tablo 1'de verilmiştir.

Katsayı	C _µ	σ_k	σ_{ε}	$C_{\varepsilon 1}$	<i>C</i> ε2
Deneysel Değer	0.09	1	1.3	1.44	1.92

Tablo 1: Standart k- ε modeli deneysel katsayılar

<u>b. Realizable k – ϵ Modeli:</u> Bu modelde türbülans enerjisi yitim oranı (ϵ) için yeni bir taşınım denklemi kullanılmaktadır. Türbülans viskozitesi denkleminde yer alan C_µ değeri hesaplanırken pek çok sönümleme fonksiyonları dahil edilmektedir. Bu sayede türbülans fiziği daha iyi bir şekilde matematiksel olarak modellenebilmektedir. Hesaplaması bu şekilde gerçekleştirilen C_µ değerinin sınır tabakası deneysel gözlemlerle de daha uyumlu olduğu görülmektedir. Standart k – ϵ modelinden farklı olarak elde edilen C_µ ve C_{ϵ 1} değerlerinin hesaplanmasında kullanılan denklemler aşağıda sunulmuştur.

$$C_{\mu} = \left(A_0 + A_s V^* \frac{k}{\varepsilon}\right)^{-1} \tag{18}$$

$$A_{s} = \sqrt{6} \cos\left(\frac{1}{3}\cos^{-1}\left(\sqrt{6}\frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\left|S_{ij}\right|^{3}}\right)\right)$$
(19)

$$V^* = \left(S_{ij}S_{ij} + W_{ij}W_{ij}\right)^{0.5}$$
(20)

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial(\widetilde{u}_i)}{\partial x_j} + \frac{\partial(\widetilde{u}_j)}{\partial x_i} \right)$$
(21)

$$W_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial(\widetilde{u}_i)}{\partial x_j} - \frac{\partial(\widetilde{u}_j)}{\partial x_i} \right)$$
(22)

$$C_{\varepsilon 1} = \max\left(0.43, \frac{\eta_{\varepsilon}}{5 + \eta_{\varepsilon}}\right) \tag{23}$$

$$\eta_{\varepsilon} = \frac{|S_{ij}|k}{\varepsilon} \tag{24}$$

Bu denklemlerde yer alan A₀ değeri deneysel yollarla elde edilen bir sabit değerdir. S_{ij} ve W_{ij} değerleri sırasıyla gerinim hızı tensörünü ve girdap tensörüne karşılık gelmektedir. Öte yandan V^{*} ne η_{ϵ} değişken parametrelerdir. Realizable k – ϵ modelinde kullanılan deneysel değerler aşağıdaki Tablo 2'te verilmektedir.

Tablo 2: Realizable k- ε modeli deneysel katsayıları

Katsayı	A ₀	σ_k	$\sigma_{arepsilon}$	$C_{\varepsilon 2}$
Deneysel Değer	4	1	1.2	1.9

Yanma Reaksiyonlarının Modellenmesi

Gaz türbinlerinde yer alan yanma odalarında enjektörler ile yanma odası alev tüpüne püskürtülen yakıt hava ile karışarak reaksiyona girer ve yanma olayı gerçekleşir. Bu tip yanmalar ön karışımsız yanma olarak nitelendirilir. Yanma reaksiyonlarının modellenmesinde çok sayıda yaklaşım mevcuttur. Bu çalışma kapsamında Steady Laminer Flamelet yanma modeli kullanılmaktadır.

Yanma teorisine göre türbülanslı bir alevin pek çok ince laminer flamelet yapısından oluştuğu düşünülebilir. Steady Laminer Flamelet yanma modeli, reaksiyon bölgesi kalınlığının en küçük türbülans uzunluk ölçeği yani Kolmogorov uzunluk ölçeğinden daha küçük olduğunu varsayar. Bu nedenle lokal anlık reaksiyon bölgesinin, bir boyutlu laminer flamelet ile aynı olduğu kabul edilir.

Flamelet yanma modeli ile türbülans ve kimyasal reaksiyonlar arasındaki etkileşim göz önünde bulundurulur. HAD analizlerinde flamelet modeli için ilk olarak türbülansın dahil edilmediği ve bir boyutlu hava yakıt reaksiyonları baz alınan bir kütüphane oluşturulur. Bu kütüphane oluşturulurken skaler yitim oranı ve laminer flamelet denklemleri kullanılır. Daha sonra denge durumundaki laminer flameletlerin, türbülanslı akış içerisindeki sıcaklık ve kütlesel oranları β-PDF yaklaşımı ve Favre ortalama metodu kullanılarak hesaplanır. Hesaplanan bu Türbülanslı akış içerisindeki sapmalar ile flamelet kütüphanesi PDF (Probability Density Functions) tabloları ile tekrar güncellenir.

Flamelet kütüphanesi oluşturulurken hesaplanan karışım oranı aşağıda verilmiştir.

$$f = \frac{Z_i - Z_{i,o}}{Z_{i,f} - Z_{i,o}}$$
(25)

Burada yer alan Z_i, Z_{i,f} ve Z_{i,o} terimleri atoma ait yakıt hava karışımı kütlesel oranlarına karşılık gelmektedir. β-PDF yaklaşımında kullanılan denklem aşağıda verilmiştir.

$$\mathcal{P}(f, x_i) = \frac{f^{a-1}(1-f)^{b-1}}{\int_0^1 f^{a-1}(1-f)^{b-1} df}$$
(26)

$$a = f\left[\frac{f(1-f)}{f^{"2}} - 1\right]$$
(27)

$$b = (1 - f) \left[\frac{f(1 - f)}{f''^2} - 1 \right]$$
(28)

PDF tablolarının oluşturulmasında kullanılan flamelet denklemleri aşağıda verilmiştir.

$$\rho \frac{\partial Y_i}{\partial t} = \frac{1}{2} \rho \mathcal{X} \ \frac{\partial^2 Y_i}{\partial f^2} + S_i \tag{29}$$

$$\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{2} \rho \mathcal{X} \frac{\partial^2 T}{\partial f^2} - \frac{1}{c_p} \sum_i H_i S_i + \frac{1}{2c_p} \rho \mathcal{X} \left[\frac{\partial c_p}{\partial f} + \sum_i c_{p,i} \frac{\partial Y_i}{\partial f} \right] \frac{\partial T}{\partial f}$$
(30)

$$\mathcal{X} = \frac{a_s}{4\pi} \frac{3\left(\sqrt{\frac{\rho_{\infty}}{\rho}} + 1\right)^2}{2\sqrt{\frac{\rho_{\infty}}{\rho}} + 1} \exp\left[-2\left(erfc^{-1}(2f)\right)^2\right]$$
(31)

Bu denklemlerde \mathcal{X} skaler yitim oranını, Y_i ise moleküle ait kütlesel oranı göstermektedir. Si ifadesi moleküle ait reaksiyon hızına karşılık gelirken c_{p,i} ifadesi ise molekülün özgül ısısını temsil eder. ρ_{∞} değeri oksitleyicinin yoğunluğunu ifade etmek için kullanılmıştır. a_s terimi ise gerinim oranına karşılık gelmektedir.

İki Fazlı Akış Modellemesi

Bu çalışma kapsamında yakıt ile havanın farklı fazlarda analizleri gerçekleştirildiği için iki fazlı akış olarak modellenmesi gerekmektedir. VOF (Volume of fluid) ve Lagrangian yöntemlerine ait temel denklemleri verilmiştir.

<u>Akışkan Hacimleri Yöntemi (VOF)</u>: Bu yöntem Euler yaklaşımı temeline dayanmaktadır. Akışkan Hacimleri Yöntemi fazlar arasındaki ara yüzeydeki dağılımı ve hareketi öngörecek şekilde hesaplamalar gerçekleştirmektedir. Bu yöntemde çözüm ağı çözünürlüğünün, fazlar arasındaki ara yüzeyin konumunu ve şeklini çözmek için yeterli olduğunu varsayar. Fazların dağılımının saptanabilmesi için bir faz hacmi oranı tanımlanır. α_i olarak gösterilen bu hacim oranı aşağıdaki şekilde hesaplanır.

$$\alpha_i = \frac{V_i}{V} \tag{32}$$

Burada V hücrenin hacmine karşılık gelmektedir. V_i değeri ise o hücredeki i fazına ait hacmi ifade etmektedir. Bir hücredeki bütün faz hacimleri oranı toplamı 1 değerine eşit olmalıdır. Hacim oranı değeri ile bir hücre içerisinde i fazının ne kadar bulunduğu hakkında bilgi edinilir. 0 ile 1 arasındaki değerlerde iki fazlı bir durum olduğu ve bir ara yüzeyin mevcut olduğu kabul edilir. İki faz bulunan hücrelerdeki yoğunluk, özgül ısı ve viskozite gibi parametrelerin hesaplanışı aşağıda gösterilmiştir.

$$\rho = \sum_{i} \rho_i \alpha_i \tag{33}$$

$$\mu = \sum_{i} \mu_{i} \alpha_{i} \tag{34}$$

$$c_p = \sum_i \frac{c_{p,i}\rho_i \alpha_i}{\rho} \tag{35}$$

İ fazına ait dağılım kütle korunum denklemi ile elde edilir. Aşağıdaki denklemde hacim oranının taşınım denklemi verilmiştir.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{V} \alpha_{i} dV + \oint_{A} \alpha_{i} v da = \int_{V} \left(S_{\alpha_{i}} - \frac{\alpha_{i}}{\rho_{i}} \frac{D\rho_{i}}{Dt} \right) dV - \int_{V} \frac{1}{\rho_{i}} \nabla \left(\alpha_{i} \rho_{i} v_{d,i} \right) dV$$
(36)

Burada a yüzey alanı vektörü, v karışımın kütle ortalamalı hızı, $v_{d,i}$ difüzyon hızı S_{α_i} kişi tarafından tanımlanan i fazı için kaynak terimini ifade etmektedir.

Lagrangian Yöntemi: İki fazlı akışlarda akışın birinin çok fazla parçacıktan oluştuğu durumlarda Euler yaklaşımını kullanmak çok fazla maliyetli olmaktadır. Bu sebeple bu tür akışlarda Lagrangian yöntemi kullanılması daha uygun olmaktadır. Lagrangian yöntemi, damlacık buharlaşması gibi ısı ve kütle transferi olaylarını içeren sürekli bir fazda dağılmış parçacıkların akış yolunu izler. Genel olarak, sürekli faz dağılmış fazın hareketini yönlendirir. Sürekli fazın kendisi, parçacıklar hacim kapladığı için dağılmış fazdan etkilenir ve momentum, ısı ve kütle transferi gerçekleştirebilir. Etkileşimlerin gücü dağılmış parçacıkların boyutuna, yoğunluğuna ve sayısına bağlıdır. Lagrangian yönteminde parçacıkların momentum korunum denklemi aşağıda verilmiştir.

$$m_{p}\frac{\partial v_{p}}{\partial t} = F_{d} + F_{p} + F_{vm} + F_{g} + F_{u} + F_{c} + F_{Co}$$
(37)

Burada m_p parçacık kütlesini v_p anlık parçacık hızını göstermektedir. Parçacık üzerine etkiyen kuvvetler ise sırasıyla F_d sürükleme kuvveti, F_p basınç kuvveti, F_{vm} sanal kütle kuvveti, F_g yerçekimi kuvveti, F_u kişi tarafından tanımlanan kuvvet, F_c temas kuvveti ve F_{Co} Coulomb kuvveti olmaktadır. Bu çalışma kapsamında sürükleme ve basınç kuvvetleri dikkate alınmıştır. Bu kuvvetler aşağıdaki denklemlerle hesaplanmaktadır.

$$F_d = \frac{1}{2} C_d \rho A_p |v_s| v_s \tag{38}$$

$$F_p = -V_p \nabla p_{statik} \tag{39}$$

Sürükleme kuvveti denkleminde yer alan C_d sürükleme katsayısını, p sürekli fazın yoğunluğunu, A_p parçacık iz düşüm alanını v_s sürekli faz hızı ile parçacık hızı arasındaki farkı temsil etmektedir. Basınç kuvveti denklemindeki V_p parçacığın hacmini ve ∇p_{statik} ise sürekli faz içerisindeki statik basınç gradyanını temsil etmektedir. Parçacığın hızına ve kütle dengesine ait denklemler sırasıyla verilmiştir.

$$\frac{dr_p}{dt} = v_p \tag{40}$$

$$\frac{dm_p}{dt} = \dot{m_p} \tag{41}$$

Denklemlerdeki m_p parçacık kütlesini r_p parçacığın anlık konum vektörüne karşılık gelmektedir. Lagrangian yöntemindeki parçacık enerji korunumu ise aşağıda verilen denklem ile hesaplanmaktadır.

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = Q_t + Q_s \tag{42}$$

$$Q_t = fhA_s(T - T_p) \tag{43}$$

$$Q_s = V_p q_u + \dot{m_p} L_{ef} \tag{44}$$

Q_t denklemi taşınımlı ısı transferine, Q_s ise diğer ısı kaynaklarına karşılık gelmektedir. Denklemde yer alan f değeri kütle transferi düzeltme sayısı, h entalpi değerini, A_s parçacık yüzey alanını göstermektedir. Yine aynı şekilde diğer ısı kaynakları denkleminde yer alan q_u kişi tarafından tanımlanan enerji kaynağını ve L_{ef} efektif transfer edilen gizli ısıyı simgelemektedir.

UYGULAMALAR

Farklı tipteki yakıt püskürtme sistemlerinin yanma odası çıkışındaki sıcaklık dağılımına etkisi Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri ile incelenmiştir. HAD analizleri halka tipi ve 10 adet döngü yaratıcısı bulunan yanma odası üzerinden gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda periyodik sınır koşulları tanımlanarak 36°'lik dilim geometrileri kullanılmıştır. Star-CCM+ ticari yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen analizler 3 boyutlu olarak gerçekleştirilmiştir. Zamandan bağımsız, basınç tabanlı çözücü ile gerçekleştirilen reaktif HAD analizlerinde hava ideal gaz olarak tanımlanmıştır.

Geometri içerisinde rastgele oluşturulan gözlem noktaları üstünde hız, sıcaklık ve basınç değerleri açısından analizler iterasyonlar boyunca incelenmiştir. Bu veriler ile analizlerin yakınsama durumları kontrol edilmiştir. Analizlerde kullanılan turbojet motorunun yanma odasının doğası gereği, sıcaklık ve hız değerleri çalkantılı davranış sergilemektedir. Bu nedenle bu harmonik bir salınım başladığı andan itibaren ortalama değerler tutulmuş ve kümülatif sonuçlar üzerinden incelemeler gerçekleştirilmiştir.

Geometri

Bu çalışmada kullanılan halka tipi yanma odası küçük ölçüde bir turbojet motoruna aittir. Yanma odasının iç çapı 86 mm, dış çapı ise 278 mm'dir. Giriş ve çıkış kısımları arasındaki toplam uzunluk değeri is 250 mm'dir. Yanma odasının astar kısmında birincil, ikincil ve seyreltme delikleri bulunmaktadır. Toplamda 10 adet hava parçalamalı döngü yaratıcısı kullanılmaktadır. Analizlerdeki CPU maliyetini düşürebilmek için 36°'lik sektör geometrisi kullanılmıştır. Aşağıdaki Şekil 1'de yanma odası sektör geometrisi gösterilmiştir.



Şekil 1: Yanma odası sektör geometrisi

Sınır Koşulları ve Yakıt Modeli

HAD analizleri sınır koşulları turbojet motorunun çalışma koşullarından elde edilmiştir. Yanma odasının girişinde kütlesel debi sınır koşulu, çıkışında ise basınç değeri tanımlanmıştır. Yakıt püskürtmesi için yine kütlesel debi değeri kullanılmıştır. Yakıt atomizasyonu için hızlı atomizasyon olarak gerçekleştiği kabul edilimiştir. Hızlı atomizasyon, parçalanmanın çok hızlı gerçekleştiği durumlarda meydana gelmektedir. Bu durumda sıvı yakıt birincil ve ikincil parçalanma sürecini gerçekleştirmeden ani bir şekilde küçük parçacıklara ayrılmaktadır [Lefebvre, 2010]. Bu şekilde modellenen atomizasyon dolayısıyla analizlerde birincil ve ikincil parçalanma çözücüleri kullanılmamıştır. Yakıt parçacıklarının dağılımı tekdüze kabul edilmiş ve hepsi aynı parçacık çapında olacak şekilde modellenmiştir. Sınır koşullarında kullanılan değerler Tablo 3'de verilmiştir.

Yanma Odası Giriş Ko	iriş Koşulları Yanma Odası Çıkış Koşulları		Yakıt Giriş Koşulları		
Kütle Debisi	isi Basınç Çıkışı		Lagrangian Çoklu Faz		
Debi (kg/s)	0.5	Basınç (bar)	5.225	Debi (kg/s)	0.01
Toplam Sıcaklık (K)	527	Sıcaklık (K)	1250	Parsel Sayısı	36
				Parçacık Çapı (m)	1x10 ⁻⁶
				Parçacık Dağılımı	Sabit Tekdüze
				Parçacık Sıcaklık (K)	330

Tablo 3	3: Sınır	koşulları
---------	----------	-----------

Analizlerde model yakıt olarak Dodekan (C₁₂H₂₆) kullanılmıştır. Dodekan hidrokarbonuna ait kimyasal özellikler aşağıdaki Tablo 4'de verilmiştir.

Dodekan Kimyasal Özellikler				
Formül	C ₁₂ H ₂₆			
Molekül Ağırlığı	170.34			
Yoğunluk (330 K)	727 kg/m ³			
Kaynama Noktası	489.4 K			
Kritik Sıcaklık	658.1 K			
Özgül Isı	2317 J/kgK			
Viskozite	892 µPas			

Tablo 4: Dodekan hidrokarbonu kimyasal özellikleri

Çözüm Ağından Bağımsızlaştırma Çalışması

HAD analizlerinin doğruluğunun artırılması için 3 farklı çözüm ağı oluşturularak çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışması gerçekleştirilmiştir. Oluşturulan çözüm ağlarının hepsi polihedral hücre yapısındadır. Yanma odasında döngü yaratıcısı ve astar delikleri gibi akışın hızlandığı bölgelerde hücre boyutları küçültülerek daha iyi bir çözünürlük sağlanmıştır. Duvar kenarı akışın çözümlenebilmesi için sınır tabaka hücreleri oluşturulmuştur. Sırasıyla çözüm ağı I, çözüm ağı II ve çözüm ağı III olarak isimlendirilen çözüm ağlarına ait değerler aşağıdaki Tablo 5'te verilmiştir.

	Çözüm Ağı Tipi	Toplam Hücre Sayısı	Sınır Tabaka Hücre Sayısı	Ortalama Hücre Kalitesi (0-1)	0.1 Hücre Kalitesi Altındaki Hücre Sayısı (%)
Çözüm Ağı I	Polihedral	2 475 000	6	0.670	0.05
Çözüm Ağı II	Polihedral	7 830 000	10	0.677	0.04
Çözüm Ağı III	Polihedral	21 350 000	14	0.680	0.03

Çözüm ağı yapılarının incelenebilmesi adına yanma odası orta düzleminden alınan görüntüler Şekil 2'de verilmiştir.



Şekil 2: Çözüm ağlarının orta düzlem üstündeki görünümü

Sınır tabaka çözümlerinin gerçekleştirilebilmesi için y+ olarak bilinen boyutsuz bir sayının kontrol edilmesi gerekmektedir. Y+ değeri kullanılarak sınır tabaka çözücüsü belirlenmektedir. Y+ değerinin 5 ve altında olduğu durumlarda sınır tabaka çözümleri doğrudan gerçekleştirilmektedir. Aşağıdaki Şekil 3'te çözüm ağları için y+ değerleri gösterilmiştir.



Şekil 3: Yanma odası astarındaki duvar Y+ konturları

Şekil 3'ten görüldüğü üzere çözüm ağlarında sınır tabaka hücre sayısı artırılarak daha iyi bir y+ değerleri elde edilmektedir. Çözüm Ağı III içi yanma odası astarı y+ değerleri 1'in altında çıkmaktadır.

HAD analizlerini kıyaslayacak herhangi bir deney sonucu bulunmamasından dolayı uygun çözüm ağına karar verebilmek için çözüm ağları kendi aralarında kıyaslanmıştır. Akış doğrultusuna dik olacak şekilde yanma odası ortasında oluşturulan 4 adet çizgi üzerinde sıcaklık değerleri kıyaslanmıştır. Çizgiler 3 santimetre aralıklarla oluşturulmuştur. Aşağıdaki Şekil 4'te oluşturulan çizgiler ve Şekil 5'te çizgiler üstündeki sıcaklıkların gösterildiği grafikler verilmiştir.



Şekil 4: Yanma odası alev tüpü içerisinde oluşturulan dikey çizgiler



Şekil 5: Dikey çizgiler üstündeki toplam sıcaklık değerleri

Şekil 5'teki grafikler incelendiğinde Çözüm Ağı I'in diğer iki çözüm ağından daha farklı sonuçlar ortaya koyduğu görülmektedir. Özellikle birincil bölgedeki farklı davranış, döngü yaratıcısındaki yetersiz hücre sayısından kaynaklanmaktadır. Çözüm Ağı II ve Çözüm Ağı III birbirleri ile daha tutarlı sonuçlar vermektedir. Daha detaylı bir inceleme yapılabilmesi için orta düzlemde ve çıkış düzleminde sıcaklık konturları karşılaştırılmıştır. Bu konturlar sırasıyla Şekil 6 ve Şekil 7'de verilmiştir.





Orta düzlem ve çıkış düzlemi sıcaklık konturları dikkate alındığında daha önceden de belirtildiği gibi birincil bölge davranışı Çözüm Ağı I'de diğerlerinden farklıdır. Çıkış düzleminde de sıcaklık dağılımı fark edilmektedir. Çözüm Ağı II ve Çözüm Ağı III arasındaki tutarlılık bu konturlarda da görülmektedir. Son olarak radyal ortalamalar ile elde edilen çıkış sıcaklık Şekil 8'de profilleri verilmiştir.



Şekil 8: Çözüm ağlarına ait çıkış sıcaklık profilleri

Bu çalışma kapsamında çıkış sıcaklık profilleri üstündeki davranışlar kritik bir öneme sahiptir. Bu nedenle Şekil 8'de verilen grafikte de görüldüğü gibi Çözüm Ağı II ve Çözüm Ağı III birbirleri ile örtüşmektedir. HAD analizlerinin gerçekleştirileceği çözüm ağına karar vermek için CPU maliyeti ve çözüm süreleri de göz önünde bulundurulmalıdır. Bu nedenle Çözüm Ağı II'nin bu çalışmada gerçekleştirilecek analizler için daha uygun olduğuna karar verilmiştir.

Türbülans Modeli ve Yanma Modeli

Gerçekleştirilen HAD analizlerinde Reynolds ortalamalı Navier Stokes yaklaşımını temel alan ve iki denklem ailesinde bulunan Realizable k- ε türbülans modeli kullanılmıştır. Enjektörden yakıt enjekte edilirken faz modeline türbülans saçılım methodu uygulanmıştır. Bu sayede türbülans doğası daha iyi bir şekilde modellenmiştir.

Yanma modeli olarak Steady Laminer Flamelet modeli kullanılmıştır. Bu model hızlı kimya varsayımı üzerinden çözüm gerçekleştirmektedir. Kimyasal mekanizma olarak 32 tür ve 193 reaksiyondan oluşan dodekan mekanizması kullanılmıştır. [Vie, 2015]

Yakıt Püskürtme Sistemi Türleri

Bu çalışma kapsamında yanma odası çıkışı radyal ve genel sıcaklık dağılımı faktörleri üstündeki etkilerinin incelenebilmesi için farklı tiplerde yakıt püskürtme sistemi kullanılmıştır. Geometride yer alan yakıt borusunun alev tüpü içerisine açılan kısmında yakıt püskürtücüsü türleri değiştirilerek analizler gerçekleştirilmiştir. Analizleri gerçekleştirilen 6 farklı yakıt püskürtücüsü bulunmaktadır. Bunlar sırasıyla,

- Düz Boru, yakıt borusunun kesit yüzeyinden yanma odası boylamında yakıt püskürtülmektedir.
- 60° Konik, yakıt borusunun alev tüpüne açılan yüzeyinin orta noktasından 60° açı ile içi dolu konik sprey şeklinde yakıt püskürtülmektedir.
- 90° Konik, yakıt borusunun alev tüpüne açılan yüzeyinin orta noktasından 90° açı ile içi dolu konik sprey şeklinde yakıt püskürtülmektedir.

- 120° Konik, yakıt borusunun alev tüpüne açılan yüzeyinin orta noktasından 120° açı ile içi dolu konik sprey şeklinde yakıt püskürtülmektedir.
- Radyal Düzenli, yakıt borusu üstünde açılmış olan 6 delikten radyal doğrultuda ve eşit kütle debisinde yakıt püskürtülmektedir.
- Radyal Düzensiz, yakıt borusu üstünde açılmış olan 6 delikten radyal doğrultuda ve VOF analizleri ile elde edilen kütle debisi dağılımında yakıt püskürtülmektedir.

Radyal delikli yakıt püskürtücüsüne ait geometri ve deliklerin numaralandırılması Şekil 9'da verilmiştir.



Şekil 9: Radyal delikli yakıt borusu gösterimi ve deliklerin numaralandırılması

Radyal deliklerden yakıt püskürtülen geometrilerde iki farklı durum için analizler gerçekleştirilmiştir. İlk olarak toplam 0.01 kg/s olan yakıt debisi altı eşit miktara bölünerek analiz edilmiştir. Ancak böyle bir durumda yakıtın eşit miktarda dağılması çok düşük bir ihtimaldir. Bu nedenle yakıtın dağılımının gözlemlenebilmesi için akışkan hacimleri yöntemi (VOF) kullanılarak zamana bağlı dolum analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu analizlerde yerçekimi ve yakıt borusunun içi çözüm alanına dahil edilerek delikler üstündeki kütlesel debi değerleri tutulmuştur. Aşağıdaki Şekil 10'da bu dolum analizlerine ait yakıt dağılımını gösteren görsel sunulmuştur.



Şekil 10: Dolum analizindeki sıvı yakıt dağılımı

Yukarıdaki şekilden de görüldüğü üzere döngü yaratıcısındaki akış düzensizliklerinden kaynaklanan bir yakıt düzensizliği söz konusudur. Aşağıdaki Şekil 11'de analiz süresince delikler üstünde ölçülen yakıt debisinin değişimini gösteren grafik bulunmaktadır.



Şekil 11: Radyal deliklerdeki yakıt debisinin zamanla değişimi

Bu grafik kullanılarak her bir delik için ortalama yakıt debileri hesaplanmıştır. Hesaplanan yakıt debileri aşağıdaki Tablo 6'te sunulmuştur.

Delik Numarası	Kütlesel Debi (x10 ⁻³ kg/s)
Delik 1	1.809
Delik 2	1.350
Delik 3	1.683
Delik 4	1.679
Delik 5	1.546
Delik 6	1.933

Tablo 0. Delikierden gegen ortalarria yakit debiler	Tablo (6:	Deliklerden	geçen	ortalama	yakıt	debileri
-----------------------------------------------------	---------	----	-------------	-------	----------	-------	----------

Çıkış radyal ve genel sıcaklık dağılım faktörlerinin hesaplanabilmesi için çıkış düzlemi üstünde ölçüm noktaları oluşturulmuştur. Bu ölçüm noktaları üstündeki sıcaklık değerleri kullanılarak RSDF ve GSDF değerleri hesaplanmıştır. Çıkış düzlemi üzerinde 0.9 derece aralıklarla 41 nokta, toplamda ise 798 nokta oluşturulmuştur. Oluşturulan noktaların çıkış düzlemi üstündeki konumları Aşağıdaki Şekil 12'de verilmiştir.



Şekil 12: Çıkış düzlemi üstünde oluşturulan ölçüm noktaları

Toplamda altı farklı yakıt püskürtücüsü için gerçekleştirilen HAD analizleri sonucunda çıkış düzlemi sıcaklık konturları karşılaştırılmıştır. Şekil 13'te konturlar verilmiştir.



Şekil 13: Yakıt püskürtücüleri çıkış sıcaklık konturları

Yakıt püskürtücülerini karşılaştırabilmek için çıkış sıcaklık profilleri Şekil 14'te verilmiştir.



Şekil 14: Yakıt püskürtücüleri çıkış sıcaklık profilleri

Çıkış sıcaklık profilleri arasında bir karşılaştırma yapılırsa benzer konik yakıt püskürtücülerin kendi aralarında, radyal püskürtücülerin de yine kendi aralarında yakın değerler verildiği görülmektedir. Düz boru yakıt püskürtücüsü radyal tepe sıcaklığında %45 radyal konumda ulaşmaktadır. Yine en yüksek uç bölgesi sıcaklığı düz boru yakıt püskürtücüsünde görülürken kök bölgesi ise diğerlerine göre en soğuktur. Radyal yakıt püskürtücüler birbirleri ile oldukça yakın sonuçlar vermektedir. Yakıtın radyal deliklerden düzensiz debilerde çıkması alev tüpü içerisindeki davranışı çok etkilememiştir. Konik püskürtücülerin profilleri incelendiğinde 60° ve 90° konik açısına sahip püskürtücülerin birbirleri ile daha yakın bir çıkış sıcaklık profiline sahip oldukları görülmektedir.

Çıkış düzlemi üstündeki noktalar kullanılarak elde edilen RSDF ve GSDF değerleriyle birlikte kütle ortalamalı çıkış sıcaklık değerleri aşağıdaki Tablo 7'te verilmiştir.

Yakıt Püskürtücü Tipi	Çıkış Ortalama Sıcaklık (K)	Radyal Sıcaklık Dağılım Faktörü (RSDF)	Genel Sıcaklık Dağılım Faktörü (GSDF)
Düz Boru	1289.8	24.3	34.5
60° Konik	1254.6	31.2	38.0
90° Konik	1246.7	35.2	45.8
120° Konik	1248.3	27.5	31.6
Radyal Düzenli	1258.9	23.9	34.1
Radyal Düzensiz	1260.0	24.0	34.1

Tablo 7: Yakıt püskürtücüleri çıkış düzlemi değerleri

Çıkış düzlemi üstünde oluşturulan noktalar ile radyal ve genel sıcaklık dağılım faktörleri hesaplanmıştır. Ayrıca kütle ortalamalı çıkış sıcaklığı ortalaması da Tablo 7'te verilmiştir. Çıkış sıcaklıklarına bakıldığında düz boru yakıt püskürtücüsünü diğerlerine kıyasla daha yüksek olduğu görülmektedir. Yanma veriminin daha iyi olduğu çıkarımı yapılabilir. Yanma verimi olarak konik püskürtücüler en düşük değerleri vermektedir. Özellikle 90° konik püskürtücüsü 1246.7 K gibi oldukça düşük bir çıkış ortalama sıcaklığına sahiptir.

RSDF değerlerinde konik püskürtücülerin daha yüksek değerler verdikleri görülmüştür. En düşük uç sıcaklığı konik püskürtücülerde gözlemlenmektedir. Radyal düzenli ve radyal düzensiz püskürtücülerin RSDF değerleri birbirlerine çok yakın değerdir ve yine düz boru püskürtücüsünün RSDF değerine yakındır.

GSDF hesaplanırken tüm yanma odası geometrisi analizlerine ihtiyaç duyulmaktadır. Çünkü yanma odası çıkışındaki lokal maksimum sıcaklık değerinin hangi konumda olacağını saptamak oldukça zordur. Bu nedenle sektör analizleri bu durumda yetersiz kalmaktadır. Bu çalışmada yeterli CPU sayısı olmadığı için bir fikir verebilmesi açısından sektör analizleri üstünden GSDF değerleri hesaplanmıştır. En yüksek GSDF değeri 90° Konik püskürtücüde hesaplanmaktadır. Düz boru, radyal düzenli ve radyal düzensiz püskürtücülerinin GSDF değerleri birbirlerine çok yakın çıkmıştır ve sırasıyla 34.5, 34.1 ve 34.1 olarak hesaplanmıştır. En düşük genel sıcaklık dağılım faktörü ise 120° konik püskürtücüde gözlemlenmektedir.

SONUÇ

Bir turbojet motorda yakıt püskürtme sisteminin çıkış radyal ve genel sıcaklık dağılımı üstündeki etkilerinin incelenebilmesi için 3 boyutlu, zamandan bağımsız Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri gerçekleştirilmiştir. Analizlerde 10 adet döngü yaratıcısının bulunduğu halka tipi yanma odası kullanılmıştır. Analizlerin doğruluğunun artırılması için çözüm ağından bağımsızlaştırma çalışması gerçekleştirilmiş ve 2.4 milyon, 7.8 milyon ve 21.3 milyon olmak üzere 3 farklı hücre sayısı içeren çözüm ağları sonuçları birbirleri ile kıyaslanmıştır. 7.8 milyon hücre içeren Çözüm Ağı II sonuçlarının 21.3 milyon hücre içeren Çözüm Ağı III'e oldukça yakın sonuçlar verdiği gözlemlenmiş ve CPU maliyeti de göz önünde bulundurularak Cözüm Ağı II ile HAD analizlerinin gerçekleştirilmesine karar verilmiştir. Türbülansın modellenmesi için Reynolds Ortalamalı Navier Stokes yaklaşımı kullanılmış ve iki denklem ailesinden Realizable k-epsilon türbülans modeli kullanılmıştır. Yanma modeli olarak hızlı kimya varsayımı yapan Steady Laminar Flamelet (SLF) kullanılmıştır. Yanma reaksiyonları için Dodekan hidrokarbonu model yakıt olarak belirlenmiş ve 32 tür, 193 reaksiyon içeren mekanizma kullanılmıştır. Düz boru, 60° Konik, 90° Konik, 120° Konik, Radyal Düzenli ve Radyal Düzensiz olmak üzere 6 farklı yakıt püskürtücüsünün analizleri gerçekleştirilmiştir. Radyal Düzensiz yakıt püskürtücüsünde radyal deliklerden çıkan yakıt debisinin belirlenebilmesi için akışkanlar hacimleri yöntemi (VOF) kullanılan analizler zamana bağlı olarak gerçekleştirilmiştir. Tamamlanan HAD analizlerinin incelenebilmesi için yanma odası çıkış düzlemi üstünde 798 adet nokta oluşturulmuştur. Bu noktalar kullanılarak RSDF ve GSDF değerleri hesaplanmış ve çıkış sıcaklık profilleri elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar incelendiğinde konik püskürtücülerin birbirleri ile uyumlu sonuçlar verdiği gözlemlenmiştir ve 90° konik püskürtücüde en yüksek RSDF ve GSDF değerleri görülmektedir. Aynı şekilde radyal düzenli ve radyal düzensiz vakıt püskürtücüleri birbirleri ile örtüsen sonuclar ortaya koymuslardır. Cıkıs sıcaklık profillerinden de görüldüğü üzere en yüksek uç sıcaklık değeri düz boru yakıt püskürtücüsünde görülürken en düsük uç sıcaklığı 60° ve 90° konik açısına sahip püskürtücülerde meydana gelmektedir. Kök bölgesinde ise tersi bir durum söz konusudur. Kök bölgesinde en düşük sıcaklık düz boru püskürtücüsünde meydana gelirken en yüksek sıcaklık 60° konik yakıt püskürtücüsünde olmaktadır. Yanma odası kütle ortalamalı çıkış sıcaklıkları değerlerinde ise en yüksek sıcaklık düz boru yakıt püskürtücünde görülmektedir. Aynı sınır koşulları için bu yüksek değer daha iyi bir yanma verimini ortaya koymaktadır.

Kaynaklar

- Kocaman, O.C., 2018. Yakıt Enjeksiyonundaki Düzensizliklerin Yanma Odası Çıkış Sıcaklık Profili Üzerindeki Etkilerinin Büyük Burgaç Benzetimi ile İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi
- Lefebvre, A.H., Ballal, D. R., 2010. *Gas Turbine Combustion Alternative Fuels and Emissions*, CRC Press, Third Edition
- Mishra, R. K., Kishore K. S. ve Chandel, S., 2014. Effect of Fuel Particle Size on the Stability of Swirl Stabilized Flame in a Gas Turbine Combustor, De Gruyter, International Journal of Turbo & Jet-Engines, Cilt 32, Sayı 2, s.129-141
- Muduli, S.K., Mishra, R. K. ve Mishra, P.C., 2019. Assessment of Exit Temperature Pattern Factors in an Annular Gas Turbine Combustor: An Overview, De Gruyter, International Journal of Turbo & Jet-Engines
- Pope, S.B., 2000. Turbulent Flows, Cambridge University Press
- Vie, A., Franzelli, B., Gao, Y. Lu, T.F., Wang, H. Ve Ihme, M., 2015. Analysis of segregation and bifurcation in turbulent spray flames: a 3D counterflow configuration, Proceedings of the Combustion Institute, Cilt 35, Sayı 2, s.1675-1683