

GİRDAPLI AKIŞLARDA TÜRBÜLANS MODELLERİNİN UYGUNLUĞUNUN İNCELENMESİ

*Fuat KAYA**
*İrfan KARAGÖZ**

Özet: Bu çalışmada, oldukça karmaşık ve girdaplı akışlarda türbülans modellerinin uygunluğunun incelenmesi konusu ele alınmıştır. Bu tür bir akışın görüldüğü uygulama örneği olarak teğetsel girişli bir siklon kullanılmıştır. Sabit boyut oranlarında, belli sınır şartları altında siklondaki hava hareketi için 3 boyutlu sabit özellikli ve sürekli rejim halindeki korunum denklemleri Fluent CFD yazılımı kullanılarak çözülmüştür. Çözümde farklı türbülans modelleri farklı duvar fonksiyonları ile kullanılmıştır. Yapılan nümerik analizler sonucunda, türbülans modelleri ve kullanılan duvar fonksiyonlarına bağlı olarak aksel ve teğetsel hız değişimleri, oluşan basınç düşümü ve türbülans büyüklükleri incelenmiştir. Elde edilen sonuçlar literatürdeki deneysel ve nümerik sonuçlar ile karşılaştırılarak türbülans modellerinin performansları araştırılmıştır. Duvar fonksiyonlarında belirgin bir fark olmasa bile, özellikle aksel hızın hesabında RSM türbülans modelinin oldukça başarılı olduğu görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Girdaplı Akışlar, Siklonlar, CFD, Türbülans Modelleri, Duvar Fonksiyonları.

Investigation into the Suitability of Turbulence Models in Swirling Flows

Abstract: The aim of this work is to investigate the suitability of various turbulence models in highly complex swirling flows which occur in tangential inlet cyclones. Three dimensional steady governing equations for the incompressible, turbulent flow inside the cyclone are solved numerically by using Fluent CFD code, under certain boundary conditions. Different turbulence models and wall functions are tested to get axial and tangential velocity profiles, pressure drop and turbulent quantities. Predicted results are compared with the experimental and numerical values given in the literature. Results obtained from the numerical tests have demonstrated that the key to the success of CFD lies with the accurate description of the turbulent behavior of the flow and the RSM turbulence model performs much better than the other models employed.

Key Words: Swirling Flows, Cyclones, CFD, Turbulence Models, Wall Functions.

1. GİRİŞ

Akışkanlar mekaniğinin en önemli konularından biri olan girdaplı akışlar, endüstride birçok uygulamada karşımıza çıkmaktadır. Bunlardan biri olan siklonlar, hava kirliliğinin kontrolü uygulamalarında ve çift fazlı akışlarda yoğun fazın ayrıştırılmasında kullanılırlar. Bu uygulamalarda, siklonun üst kısmından teğetsel olarak (Şekil 1) giren tozlu havaya (veya çift fazlı akışkana) dönel bir hareket kazandırılır, oluşan santrifüj kuvvetler sayesinde havadan ağır tozlar iç cidarlara savrulur. Orta bölümde hava (veya düşük yoğunluktaki akışkan) ikinci girdabı oluşturur. Havadan daha ağır olan tozlar (veya yoğun olan faz) cidardan siklonun alt konisine düşerken hava, orta bölümdeki çıkış ağzından yukarı doğru yönelerek siklonu terk eder. Gaz akışı sırasında, yüzey ile akışkan arasında ısı alışverişinin yanı sıra, akış boyunca sürtünme kuvvetlerinden kaynaklanan basınç kayıplarının hesaplanması modellenecek olan sistemin optimum dizaynı açısından büyük önem taşımaktadır.

Literatürde girdaplı akışlar ile ilgili çok sayıda çalışma bulunmaktadır. Siklonlar ile ilgili olarak başlatılan deneysel ve teorik çalışmalar sonucu oluşturulan ilk modeller oldukça basit modeller olarak karşımıza çıkmaktadır. Shepherd ve Lapple (1939), Stairmand (1951), Alexander (1949), Barth (1956) ile Barth ve Leineweber (1964) modelleri ilk modeller olarak verilebilir. Bu modellerde akış olayını karakterize etmek için sadece birkaç parametrenin etkisi incelenmiştir. Bu nedenle, tatmin edici sonuçlar elde edilememiştir. Daha sonraki çalışmalar bu çalışmaların iyileştirilmesi konusunda geliştirilmiştir. Sonraki çalışmalarda, matematik modellerden daha ziyade deneysel olarak çalışılmış ve çeşitli siklon tipleri geliştirilmiştir. Bu siklon tiplerinden bazıları; Lapple (1951) siklonu, Kim ve Lee (1990) siklonu, Alman z siklo-

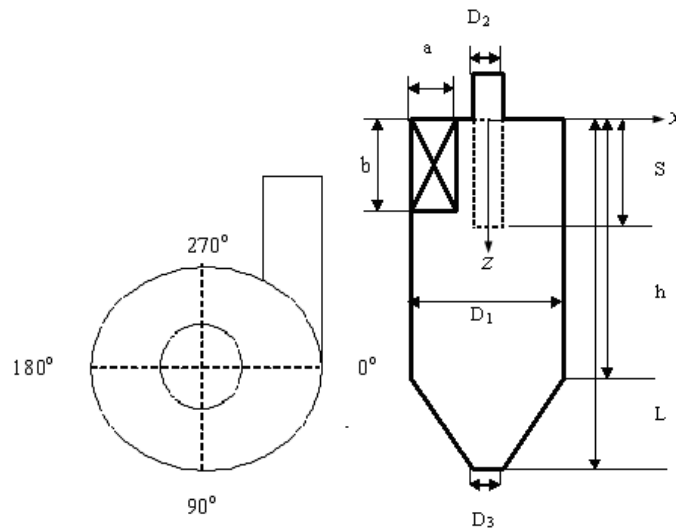
* Uludağ Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, 16059, Görükle, Bursa.

nu (Köning ve ark., 1991) ve hava jeti siklonu (Upton ve ark., 1994) gibi siklonlardır. Daha sonraki çalışmalar genelde bu siklon tipleri üzerinde yapılmıştır. Yapılan sınırlı sayıdaki nümerik çalışmalar deneysel olarak elde edilmiş kabuller altında yapılmaktadır. Bu nedenle deneysel çalışmaların önemi çok büyüktür (Moore ve Mcfarland, 1993; Kenny ve Gussman, 1995). Siklonlar ile ilgili bu zamana kadar yapılan çalışmalarda, akış olayını etkileyen parametreler konusunda ve partikül ayırıştırma konusunda çeşitli görüşler ortaya konulmuştur. Sistem performansını geliştirmeye yönelik bu çalışmalarda etkili olan bazı parametrelerin önemi izah edilmiştir. Bu parametrelerden biri olan vorteks uzunluğunun özellikle küçük siklonlarda partikül toplama verimi üzerinde çok önemli etkilerinin olduğu gösterilmiştir. Buna ilaveten, partikül toplama veriminin siklon uzunluklarının bazı değerleriyle lineer olarak değiştiği ifade edilmiştir (Alexander, 1949; Zhu ve Lee, 1999). Özkoca (2001) yaptığı çalışmada vorteks uzunluğu üzerinde giriş hızı ve akış oranlarını etkili olduğunu ve yüzey direncinin azalmasıyla vorteks uzunluğunun arttığını dile getirmiştir. Siklondaki akışın ve partikül tutma veriminin matematik modellenmesi üzerine çalışmalar yapan Avcı ve Karagöz partikül toplama verimi ve teğetsel girişli siklonlardaki basınç düşümü için geniş bir siklon ailesinde başarılı sonuçlar veren pratik ve kullanışlı birer ifade geliştirmişlerdir (Avcı ve Karagoz, 2003; Karagoz ve Avcı, 2005). Teğetsel girişli siklonlar gazlardan katı partiküllerin ayırıştırılmasında genelde tercih edilen siklonlardır (Altmeyer ve ark., 2004). Son zamanlarda geliştirilen CFD yazılımları siklonda etkili olan parametrelerin nümerik analizi için çok uygun sonuçlar vermesi nedeniyle literatürdeki çalışmalar kısmen bu yöne doğru kaymaya başlamıştır. Narasimha ve ark. (2005) hidrosiklonlarda 10 mm ve 20 mm siklonlar için bir CFD modeli geliştirerek 5,91-12,35 m/s giriş hızları için düşük yoğunluklarda partikül tutulmasını Fluent yazılımında nümerik olarak incelemiştir. Yine Gimbin ve ark. (2005) basınç düşümü üzerinde giriş hızı ve sıcaklığın etkilerini nümerik olarak CFD Fluent yazılımını kullanarak incelemiştir. Çalışmalarını farklı türbülans modelleri için yaparak deneysel datalar ile karşılaştırmış ve işlem zamanı ve basitlik açısından en uygun türbülans modelinin RNG k-ε modeli olduğunu ifade etmiştir.

Bu çalışmada, sabit boyut oranına sahip siklonun Gambit programında geometrisinin çizimi yapıp, mesh yapıları belirlendikten sonra sınır şartları verilerek Fluent CFD yazılımında nümerik çözümü yapılmıştır. Tek fazlı hava akışı için yapılan çözümler, farklı mesh yapıları, farklı türbülans modelleri için tekrarlanmış ve elde edilen sonuçlar kendi aralarında ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Böylece, karmaşık ve girdaplı akışlar için kullanılabilir türbülans modelleri ve duvar fonksiyonlarının uygunluğu yanında akış karakteristikleri ve performans parametrelerden biri olan basınç düşümü üzerindeki etkileri ayrıntılı olarak incelenmiştir.

2. YÖNTEM

Bir akış alanında hız ve basınç dağılımlarının incelenebilmesi için kütle ve momentumun korunumu denklemlerinin mevcut sınır şartlarında çözülmesi gerekir. Ancak bu korunum denklemlerinin karmaşık geometrilerde tanımlanıp analitik olarak çözümü oldukça zor ve hatta imkânsızdır. Bu nedenle denklemlerin nümerik olarak çözülmesi gerekmektedir.



Şekil 1:
Nümerik çözüm için kullanılacak siklon şeması

Tablo I.
Nümerik çalışmada kullanılan siklon boyutları

a(mm)	b(mm)	D ₂ (mm)	S(mm)	h(mm)	L(mm)	D ₃ (mm)	D ₁ (mm)
32	85	85	85	255	680	32	170

Akışkan olarak kullanılan hava için Reynolds ortalama alınmış süreklilik ve momentum denklemlerinin ifadesi;

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1a)$$

$$\rho \left(u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \rho g_i + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \rho \overline{u'_i u'_j} \right] \quad (1b)$$

şeklinde. Burada u_i hız bileşenlerini, $(\rho \overline{u'_i u'_j})$ ise türbülans gerilmelerini göstermektedir. Akış sürekli rejimde kabul edilerek analiz yapılmıştır. Ancak nümerik çözümde yakınsama problemleri ortaya çıktığı durumlarda geçici rejim çözümlerinden de yararlanılmıştır. Momentum denkleminde ortaya çıkan türbülans gerilmelerinin hesabı için türbülans modelleri kullanılır. Mevcut çalışmada, aynı giriş hızında ve hücre sayısındaki siklon için türbülans modelleri ve duvar fonksiyonları karşılaştırılmış, elde edilen sonuçlar literatürdeki mevcut deneysel ve nümerik sonuçlar ile karşılaştırılarak girdaplı akışlar için kullanılan türbülans modelleri ve duvar fonksiyonlarının uygunluğu incelenmiştir. Girdaplı akışlar için gerçek sonuçlardan belirli sapmalar altında doğru sonuçlar verdiği literatürde kabul edilen Standart k-ε ve RNG k-ε türbülans modelleri ile Reynolds stress türbülans modeli (RSM) standart duvar fonksiyonu ve nonequilibrium duvar fonksiyonları yaklaşımları ile çözülmüş ve karşılaştırılmıştır.

2.1. Standart k- ε türbülans modeli

İki denklemlilik türbülans modelleri arasında ekonomikliği ve pek çok akış olayında kabul edilebilir doğrulukta sonuç vermesi açısından yaygın olarak kullanılan yarı ampirik bir modeldir. Türbülans kinetik enerjisi (k) ve dissipasyon oranı (ε) için yazılan iki adet transport denkleminin çözümünü ve türbülans viskozitesinin hesabını içerir. Kaldırma kuvvetleri etkisi ihmal edildiğinde, bu transport denklemleri k ve ε için sırası ile

$$\rho \frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + G_k - \rho \varepsilon \quad (2)$$

$$\rho \frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R \quad (3)$$

şeklinde yazılabilir. Bu modelde difüzyivite terimleri

$$\Gamma_k = \mu + \mu_t / \sigma_k \quad \Gamma_\varepsilon = \mu + \mu_t / \sigma_\varepsilon \quad (4)$$

hız gradyentinden kaynaklanan türbülans kinetik enerjisi üretimini ifade eden terim

$$G_k = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (5)$$

olup burada türbülans viskozitesi, türbülans kinetik enerjisi ve dissipasyon oranı cinsinden

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (6)$$

yazılabilir. Bu modelde $R=0$ olup diğer ampirik sabitleri: $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_{2\varepsilon} = 1.92$, $C_\mu = 0.09$, k ve ε için tanımlanan türbülans Prandtl sayıları $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\varepsilon = 1.3$ dir.

2.2. RNG k - ε türbülans modeli

RNG k - ε türbülans modeli girdaplı akışlar için Yakhot ve Orszag (1986) tarafından düşünülmüş ve geliştirilmiş (Yakhot ve ark., 1992) yine iki denklemlilik bir model olup esas itibariyle Navier-Stokes denklemlerinden renormalization group teorisi kullanılarak elde edilmiştir. Bu modelde k ve ε için korunum denklemleri yukarıdaki gibi yazılabilir. Temel farkı sabitlerin farklı olması ve ilave terimlerin gelmesidir. RNG k - ε türbülans modelinde;

$$\Gamma_k = \alpha_k \mu_e \quad \Gamma_\varepsilon = \alpha_\varepsilon \mu_e \quad (7)$$

burada akışkanın viskozitesi ile türbülans viskozitenin toplamı olan efektif viskozite

$$\mu_e = \mu + \mu_t \quad (8)$$

olup aşağıdaki adi diferansiyel denklemin çözümünden elde edilir.

$$d\left(\frac{\rho^2 k}{\sqrt{\varepsilon \mu}}\right) = 1.72 \frac{\mu_e / \mu}{\sqrt{(\mu_e / \mu)^3 - 1 + C_v}} d(\mu_e / \mu) \quad (9)$$

Bu denklem düşük Re sayısı etkilerini hesaba katmayı sağlamaktadır. Buna karşın, limit halde Eşt. (6) ya yakın değerler verdiği için yüksek Re sayılarında Eşt. (6) kullanılabilir.

RNG k - ε modelinde, ε denklemindeki ilave terim

$$R = \frac{C_\mu \rho \eta^3 (1 - \eta / \eta_0) \varepsilon^2}{1 + \beta \eta^3} \frac{1}{k} \quad (10)$$

ifadesiyle hesaplanır. Burada η , türbülans kinetik enerjisinin üretimi ve dissipasyonu oranının fonksiyonu olup

$$\eta = \sqrt{\frac{G_k}{\rho C_\mu \varepsilon}} \quad (11)$$

yazılabilir. Bu ilave terim, standart k - ε modelinde olmayan, yüksek kayma oranları ve akım çizgisi eğrilikleri etkilerini göz önüne alması açısından önemlidir. Kayma oranının kuvvetli olduğu (yüksek η) durumlarda dissipasyon oranı artmakta, bu da türbülans viskozitesini ve k değerini azaltmakta yani akıştan daha az enerji çekilmesine yol açmaktadır. Böylece sirkülasyon bölgelerinin büyüklüğü deneysel verilere daha yakın çıkmaktadır. Bu modelde kullanılan sabitler: $C_{1\varepsilon}=1.42$, $C_{2\varepsilon}=1.68$, $C_v=100$, $\eta_0=4.38$, $\beta=0.012$, $C_\mu=0.0845$ dir.

Eşt. 7'deki α_k ve α_ε parametreleri k ve ε için efektif Prandtl sayılarının tersini göstermekte olup, RNG teorisinden analitik olarak türetilen

$$\left| \frac{\alpha - 1.3929}{\alpha_0 - 1.3929} \right|^{0.6321} \left| \frac{\alpha - 2.3929}{\alpha_0 - 2.3929} \right|^{0.3679} = \frac{\mu}{\mu_e} \quad (12)$$

ifadesinden hesaplanmaktadır. Burada $\alpha_0 = 1$ dir. Yüksek Reynolds sayılarında ($\mu / \mu_e \ll 1$) $\alpha_k = \alpha_\varepsilon \cong 1.393$ olmaktadır.

RNG modeli, türbülans viskozitesini uygun bir şekilde düzelterek dönme ve girdap etkilerini göz önüne almaya imkan verir. Düzeltilmiş türbülans viskozitesi için

$$\mu_t = \mu_{t0} f\left(\alpha_s, \Omega, \frac{k}{\varepsilon}\right) \quad (13)$$

fonksiyonu kullanılmıştır (Fluent Inc., 1998). Burada Ω karakteristik girdap sayısını, α_s ise girdabın şiddetine göre değişik değerler alabilen girdap sabitidir. Düşük girdaplı durumlar için $\alpha_s = 0.05$ olarak alınmaktadır. Ancak kuvvetli girdaplarda yüksek α_s değerleri kullanılır.

2.3. RSM türbülans modeli

Reynolds gerilme modeli (RSM), Reynolds gerilmelerinin ($\overline{\rho u'_i u'_j}$) doğrudan transport denklemlerinin çözümüyle hesaplanması esasına dayanır (Gibson ve Launder, 1978; Launder, 1989). Bu denklemler bazı kabuller altında momentum denklemlerinin salınım büyüklüğü ile çarpılması ve Reynolds ortalamasının alınması ile elde edilirler. Kaldırma kuvvetlerinin etkisi ihmal edildiğinde bu transport denklemleri aşağıdaki formda yazılabilir:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\overline{\rho u'_i u'_j}) + \frac{\partial}{\partial x_k}(\overline{\rho u'_k u'_i u'_j}) = D_{t,ij} + D_{ij} + P_{ij} + \phi_{ij} + \varepsilon_{ij} \quad (14)$$

Denklemin sağ tarafındaki terimler sırası ile

$$\text{türbülans difüzyon terimi: } D_{t,ij} = -\frac{\partial}{\partial x_k}[\overline{\rho u'_i u'_j u'_k} + p(\delta_{kj} u'_i + \delta_{ik} u'_j)] \quad (14a)$$

$$\text{moleküler difüzyon terimi: } D_{i,j} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\mu \frac{\partial}{\partial x_k} \overline{u'_i u'_j} \right) \quad (14b)$$

$$\text{türbülans gerilmeleri üretim terimi: } P_{i,j} = -\rho \left(\overline{u'_i u'_k} \frac{\partial u'_j}{\partial x_k} + \overline{u'_j u'_k} \frac{\partial u'_i}{\partial x_k} \right) \quad (14c)$$

$$\text{basınç-uzama terimi: } \phi_{i,j} = p \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \quad (14d)$$

$$\text{dissipasyon terimi: } \varepsilon_{i,j} = -2\mu \overline{\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} \frac{\partial u'_j}{\partial x_i}} \quad (14e)$$

Bu terimlerden $D_{t,ij}$, ϕ_{ij} ve ε_{ij} terimleri yeni ve bilinmeyen korelasyonlar içermekte olup hesaplanabilmeleri için modellenmeleri gerekmektedir. Genelleştirilmiş gradiyent difüzyon hipotezinin basitleştirilmiş formu kullanılarak türbülans gerilmelerinden kaynaklanan üretim terimi

$$D_{t,ij} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial \overline{u'_i u'_j}}{\partial x_k} \right) \quad (15)$$

şeklinde modellenebilir (Lien ve Leschziner, 1994). Lineer yaklaşım kullanılırsa basınç-uzama terimi üç bileşenin toplamı şeklinde yazılabilir. Bu bileşenler yavaş ve hızlı basınç-uzama bileşenleri ile cidar etkisini ifade eden $\phi_{i,j,w}$ bileşenidir (Gibson ve Launder, 1978; Launder, 1989). Buna göre basınç-uzama terimi

$$\begin{aligned} \phi_{ij} = & -C_1 \rho \frac{\varepsilon}{k} \left(\overline{u'_i u'_j} - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right) \\ & - C_2 \left[\left(P_{ij} - \frac{\partial}{\partial x_l} (\overline{\rho u'_l u'_i u'_j}) \right) - \frac{1}{3} \left(P_{kk} - \frac{\partial}{\partial x_l} (\overline{\rho u'_l u'_k u'_k}) \right) \delta_{ij} \right] + \phi_{ij,w} \end{aligned} \quad (16)$$

şeklinde yazılabilir. Burada $C_1 = 1.8$, $C_2 = 0.6$ alınmıştır. Cidara dik olan normal gerilmeleri sönmölerken kayma gerilmelerini artıran $\phi_{i,j,w}$ teriminin hesabı ilgili literatürde verilmiştir (Fluent Inc., 1998).

Dissipasyon terimi ise sıkıştırılabilirlik ihmal edilerek

$$\varepsilon_{ij} = \frac{2}{3} \rho \varepsilon \delta_{ij} \quad (17)$$

alınmıştır. Bu denklemlerde geçen türbülans kinetik enerjisi $k = \overline{u'_i u'_i} / 2$ ifadesinden bulunabilirken bunun dissipasyonu olan ε fonksiyonu Eş. (3)'te $R=0$, $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_{2\varepsilon} = 1.92$, $\sigma_\varepsilon = 1.0$ ve türbülans üretimi terimi $G_k = 0.5 P_{ii}$ alınarak elde edilir.

2.4. Duvar fonksiyonları

Duvar fonksiyonları, duvarlarla türbülans bölgesi arasında viskozite etkilerini ilişkilendirmek amacıyla kullanılırlar. Bu fonksiyonların kullanımıyla türbülans modellerinin modifiye edilme gerekliliğini ortadan kaldırırlar. Yüksek Reynolds sayılı akışlarda duvar fonksiyonları yaklaşımını, duvar civarında çözüm değişkenlerini çok hızlı bir şekilde değiştiren viskoz etkilerin çözümler için gerekli olmayışı ve nümerik olarak yaklaşık doğru sonuç vermesi sebebiyle çok yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Böylece cidara yakın viskozite etkili bölgenin sık gridlere bölünerek çözümlenmesine gerek kalmamakta cidarla türbülanslı bölge arasında köprü kurulmaktadır. Bu çalışmada Standart duvar fonksiyonu ve nonequilibrium duvar fonksiyonu türbülans modelleri ile beraber kullanılmıştır.

Standart Duvar Fonksiyonu: Standart duvar fonksiyonu çok yaygın olarak kullanılmakta ve genellikle yeterli doğrulukta sonuçlar vermektedir. Ancak cidara yakın yüksek hız ve basınç değişimlerinin olduğu akışlarda ise standart duvar fonksiyonu yaklaşımının kullanılması elde edilen sonuçları büyük ölçüde etkilemekte ve doğru sonuçlardan uzaklaşmaktadır. Hız alanları için kullanılan standart logaritmik duvar kanunu;

$$U^* = \frac{1}{K} \ln(Ey^*) \quad (18)$$

logaritmik hız profili olup burada

$$U^* \equiv \frac{U_0 C_\mu^{1/4} k_0^{1/2}}{\tau_w / \rho} \quad \text{ve} \quad y^* \equiv \frac{\rho C_\mu^{1/4} k_0^{1/2} y_0}{\mu} \quad (19)$$

Fluent CFD yazılımında logaritmik kanun $y^* > 11.225$ olduğunda uygulanmaktadır. $y^* < 11.225$ olduğunda ise duvar komşu hücrelerinde aşağıdaki gibi yazılabilen laminer gerilme-uzama ilişkisini

$$U^* = y^* \quad (20)$$

kullanmaktadır.

Nonequilibrium Duvar Fonksiyonu: Cidara yakın bölgeyi iki tabakaya ayırarak geliştirilen nonequilibrium duvar fonksiyonu, standart duvar fonksiyonunda ihmal edilen yüksek hız ve basınç gradientlerinin etkilerini de göz önüne alarak hesaplamalar yapar. Nonequilibrium duvar fonksiyonu bu özelliğinden dolayı yüksek hız ve basınç gradientlerinin görüldüğü akış uygulamalarında ve ısı transferi özelliklerinin incelenmesinde doğru sonuçlara yaklaşmak amacıyla kullanılır. Bu yaklaşımda basınç gradyanına duyarlı ortalama hız için logaritmik kanun

$$\frac{\tilde{U} C_\mu^{1/4} k^{1/2}}{\tau_w / \rho} = \frac{1}{K} \ln \left(E \frac{\rho C_\mu^{1/4} k^{1/2} y}{\mu} \right) \quad (21)$$

olup burada

$$\tilde{U} = U - \frac{1}{2} \frac{dp}{dx} \left[\frac{y_v}{\rho K \sqrt{k}} \ln \left(\frac{y}{y_v} \right) + \frac{y - y_v}{\rho K \sqrt{k}} + \frac{y_v^2}{\mu} \right] \quad (22)$$

fiziksel viskoz alt tabaka kalınlığı

$$y_v \equiv \frac{\mu y_v^*}{\rho C_\mu^{1/4} k^{1/2}} \quad (23)$$

ve $y_v^* = 11.225$ olarak alınmaktadır.

2.5. Nümerik Çözüm

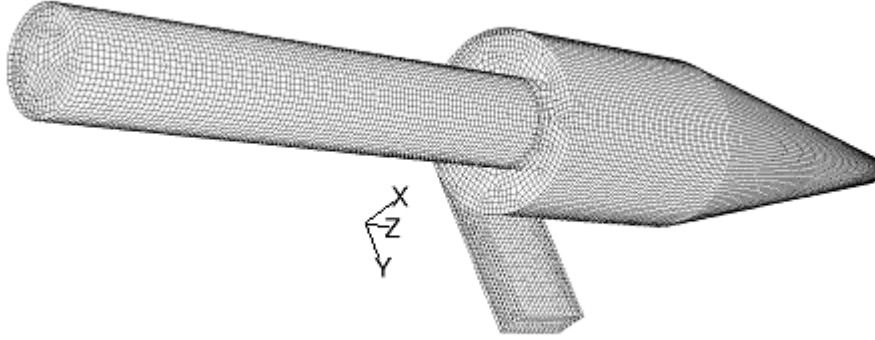
Yukarıda verilen matematik model, Şekil 1'de görülen ve boyutları Tablo 1 de verilen teğetsel girişli bir siklon için nümerik olarak çözülmüştür. Bunun için siklon giriş kanalı tetra olmak üzere hekza gridlere bölünmüştür (Şekil 2). Oluşturulan bu kontrol hacimleri üzerinden integre edilerek cebirsel hale getirilmiş denklemlerin iteratif çözümünde Fluent CFD yazılımı kullanılmıştır. Hız-basınç ilişkisinde SIMPLE algoritması kullanılmıştır. Grid yapısından bağımsız çözümler elde etmek için 170, 360 ve 450 bin grid ile testler yapılmış, 170 bin grid için analizler gerçekleştirilmiştir. Özellikle RSM modeli ile yapı-

lan çözümlerde yakınsama problemleri ortaya çıkmıştır. Akışın kararsızlık durumlarında zamana bağımlı olma karakteri nedeniyle, bu problemlerin üstesinden gelmek üzere çözüm zamana bağılı olarak başlatılarak yakınsama sağlanmıştır.

Sınır şartları olarak girişte sabit ve üniform hız kabul edilmiş ve $V_0 = 14.8$ m/s alınmıştır. Girişte türbülans şiddeti $I = 0.10$ kabul edilmiştir. Buna göre giriş kesitindeki diğer değişkenler aşağıdaki bağıntılar yardımıyla hesaplanmıştır:

$$\begin{aligned} k &= 3(V_0 I)^2 / 2 \\ \varepsilon &= C_\mu^{3/4} k^{3/2} / D_h \\ \overline{u'_i u'_j} &= 0 \\ \overline{u'_i{}^2} &= 2k/3 \end{aligned} \quad (24)$$

Çıkış kesitinde debi sınır şartı olarak kullanılmıştır. Yani bu kesitte kütle dengesi sağlanacak şekilde tüm akış değişkenlerine ait difüzyon akıları sıfır alınmıştır. Bu sınır şartında çıkış değişkenleri akış alanından ekstrapolasyonla elde edilmekte ve iç akış etkilenmemektedir. Tüm cidarlarda ise hız sıfır alınmıştır.



Şekil 2:
Nümerik çözümde kullanılan siklona ait grid yapısı

3. SONUÇLAR VE ANALİZİ

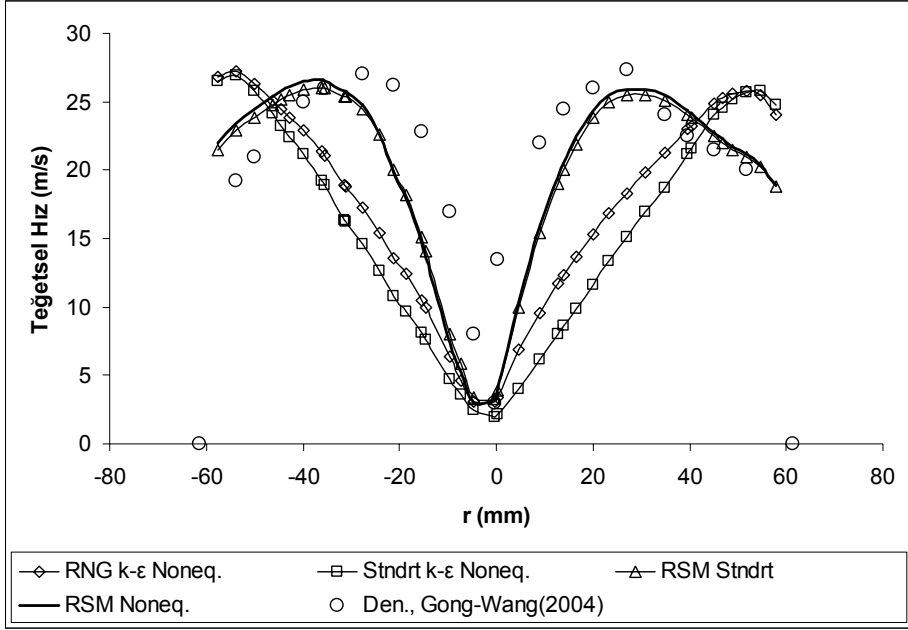
Teğetsel girişli ve ters akışlı bir siklondaki girdaplı hava hareketine ait matematik model Fluent CFD yazılımı kullanılarak çözülmüştür. Tüm çözümlerde giriş hızı 14.8 m/s alınmış denklemler 170000 mesh sayısında çözülerek literatürdeki deneysel ve nümerik sonuçlar (Gong ve Wang, 2004) ile karşılaştırılmıştır. Her çözüm için 10^{-6} mertebesinde bir yakınsama ile sonuçlar elde edilmiştir. Çözümler P4 2.8 GHz 1 GB ram bellek olan bilgisayarda gerçekleştirilmiş, yakınsama için iterasyon başına harcanan CPU süreleri Tablo II'de verilmiştir. Görüldüğü gibi RSM modelinde standart duvar fonksiyonu kullanıldığında süre bir miktar daha kısa olmaktadır. RNG modelinde harcanan süre RSM ye göre beklendiği kadar düşük çıkmamıştır. Bunun nedeni yakınsamanın çok yavaş olmasıdır.

Tablo II.
İterasyon başına CPU süreleri (s)

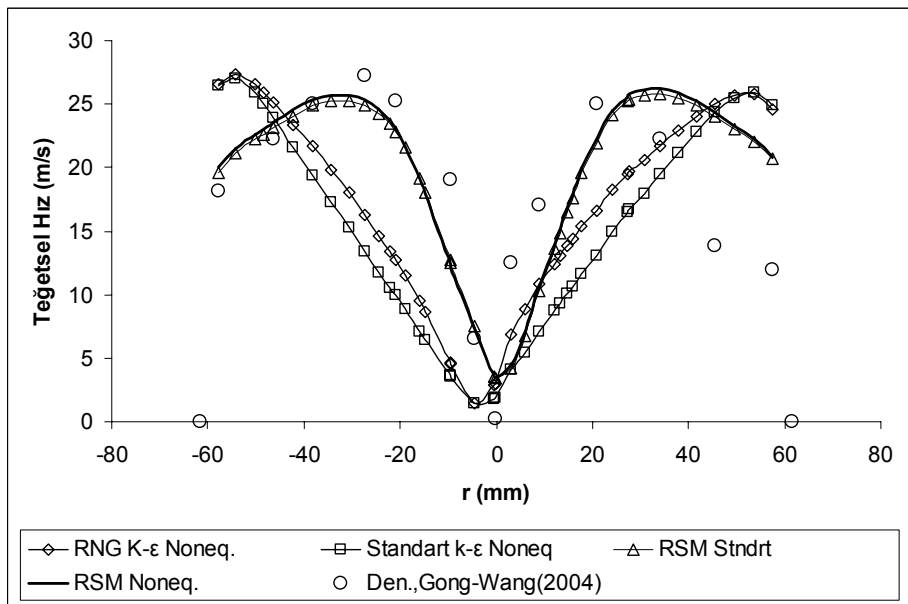
RSM modeli ve standart duvar fonksiyonu	4.52
RSM modeli ve nonequilibrium duvar fonksiyonu	4.54
RNG k-ε modeli ve nonequilibrium duvar fonksiyonu	4.50
Standart k-ε modeli ve nonequilibrium duvar fonksiyonu	3.80

Siklonun konik kısmında ($z = 0.4$ m) farklı türbülans modelleri ve duvar fonksiyonları ile elde edilmiş teğetsel hız profilleri Şekil 3 ve 4'te verilmiştir. Görüldüğü gibi bu kesitteki teğetsel hız giriş hızının

yaklaşık 2 katına çıkmakta ve bu durum her nümerik çözümde elde edilebilmektedir. Maksimum teğetsel hızlar için nümerik çözüm ile deneysel değerler arasındaki fark yaklaşık %10 olmaktadır. Ancak maksimum teğetsel hızın oluştuğu konuma bakıldığında nümerik çözümler arasında oldukça bariz farklar olduğu görülmektedir. Siklondaki akışın, deneysel sonuçların da gösterdiği bileşik vorteks yapısını en iyi modelleyen RSM türbülans modeli olduğu görülmektedir. Standart $k-\varepsilon$ türbülans modeli aşırı türbülans viskozitesi ve dissipasyon oranı üretmesi nedeniyle cebri vorteks hareketine yakın bir teğetsel hız dağılımına yol açmaktadır. RNG $k-\varepsilon$ türbülans modeli girdaplı akışlar için geliştirilmesine rağmen siklondaki teğetsel hızın elde edilmesinde Standart $k-\varepsilon$ türbülans modeline yakın davranmaktadır. Tüm türbülans modelleri simetrik olmayan bir akışı göstermektedir. Duvar fonksiyonları açısından bakıldığında nümerik sonuçlar arasında önemli bir fark ortaya çıkmamaktadır. Ancak nonequilibrium duvar fonksiyonu deneysel sonuçlara az da olsa daha yakın bir dağılım verdiği görülmektedir.

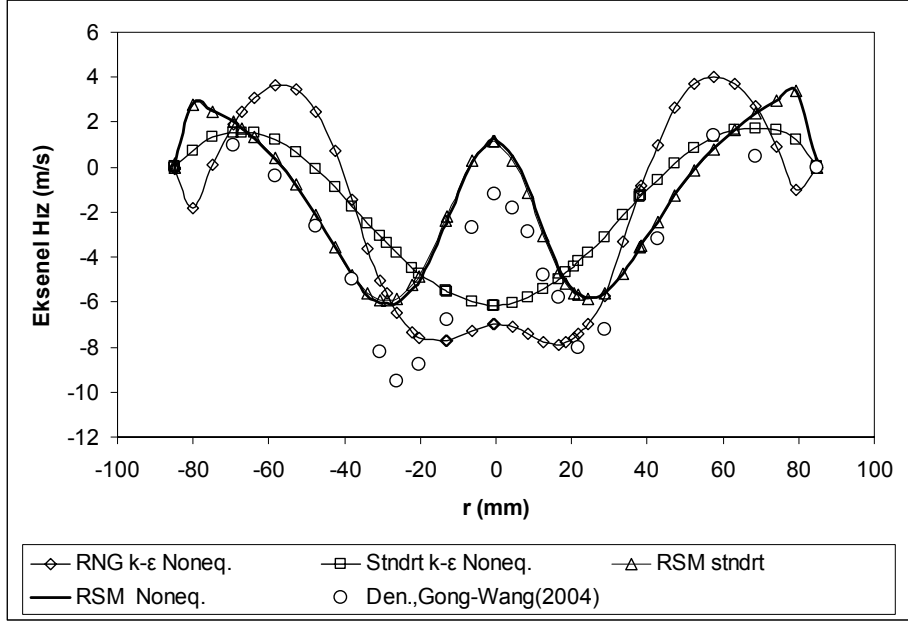


Şekil 3:
 $z=0.4 \text{ m}$, $0^\circ-180^\circ$ 'deki teğetsel hızın nümerik ve deneysel değerleri

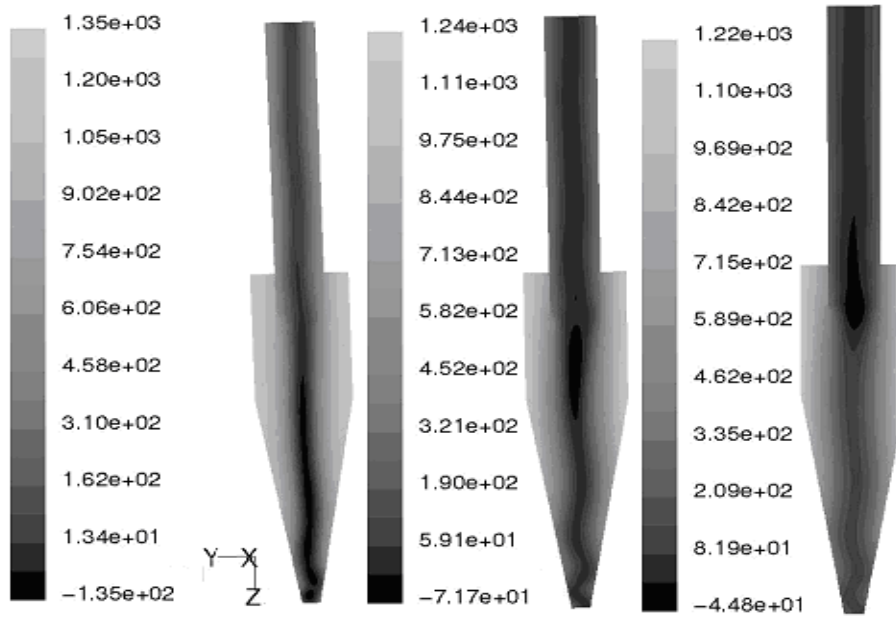


Şekil 4:
 $z=0.4 \text{ m}$, $90^\circ-270^\circ$ 'deki teğetsel hızın nümerik ve deneysel değerleri

Şekil 5 siklonun silindirik kısmında ($z=0.15$ m) aksel hız profillerinin bir mukayeselerini göstermektedir. Türbülans modelleri arasındaki belirgin farklar burada da görülmektedir. Cidara yakın bölge olan dış girdap bölgesinde deneysel sonuçlara en yakın profiller sırası ile RSM, Standart $k-\varepsilon$ ve RNG $k-\varepsilon$ türbülans modelleri ile elde edilmiştir. İç bölgede ise deneysel sonuçların ortaya koyduğu aksel hız profili merkezindeki çökme ancak RSM modelinde elde edilmiştir. RNG $k-\varepsilon$ türbülans modeli merkezde küçük bir çökme göstermesine rağmen deneysel değerlerden fark büyük olmaktadır. Standart $k-\varepsilon$ modeli ise bu bölgede gerçekçi olmayan bir hız profili vermektedir. RSM modeli aksel hızın genel yapısını doğru ortaya koymuştur, ancak deneysel veriler merkezde sıfıra yakın bir aksel hız verirken RSM modeli düşük bir pozitif hız yani yukarı doğru bir hız vermiştir. Yine RSM modeli iç ve dış girdap kalınlıklarını maksimum %5 hatayla doğru olarak vermektedir. İç girdap yarıçapı bu kesitte yaklaşık 55 mm olduğu görülmektedir.



Şekil 5:
 $z=0.15$ m, 90° - 270° 'deki aksel hızın nümerik ve deneysel değerleri



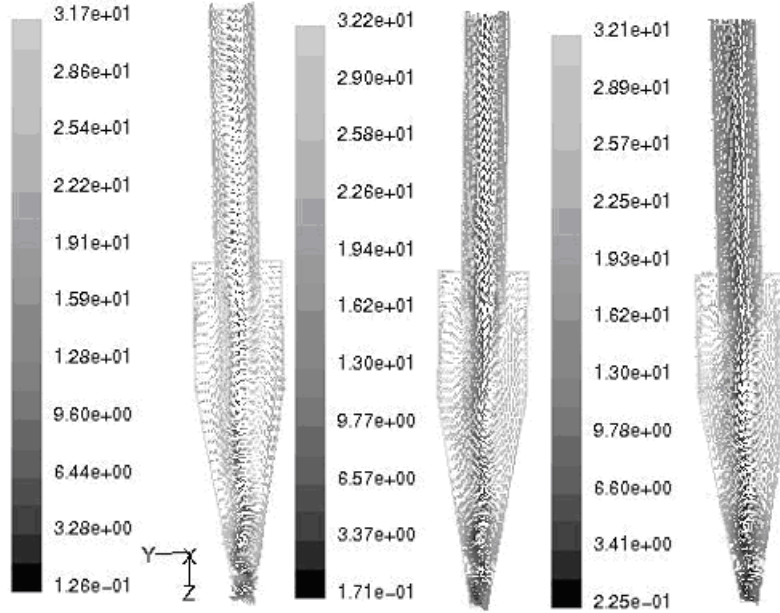
Şekil 6:
RSM, RNG $k-\varepsilon$, Standart $k-\varepsilon$ türbülans modellerinin nonequilibrium duvar fonksiyonu kullanılarak elde edilen y-z düzlemindeki statik basınç konturları

Siklonun merkez düzlemindeki statik basınç konturları Şekil 6'da verilmiştir. Görüldüğü gibi siklon içerisindeki girdaplı akışın yarattığı santrifüj kuvvetler nedeniyle her üç türbülans modelinde cidara yakın bölgede yüksek, merkezde ise düşük basınç bölgesi oluşmaktadır. RSM modeli ile elde edilen çözümde merkezdeki vakum basıncı daha düşük ve ince olmakta, girdap ucu koni ucuna yakın bölgede yan duvara değmektedir. RNG $k-\varepsilon$ türbülans modelinde ise düşük basınç bölgesi daha geniş olup girdap merkezi spiral bir şekilde gelip koni tabanında son bulmaktadır. Standart $k-\varepsilon$ modelinde ise esas düşük basınç bölgesi çıkış borusu başlangıcında olduğu iç girdap merkezinde ise vakum basıncı oluşmadığı görülmektedir.

Elde edilen basınç düşümü değerlerinin literatürdeki deneysel verilerle de karşılaştırılmıştır. Gong ve Wang (2004) yaptıkları çalışmada basınç düşümünü deneysel olarak 1465.2 Pa ölçerken nümerik çalışmalarında 1340 Pa elde etmişlerdir. Şimdiki çalışmada ise farklı modellerle elde edilen değerler şöyledir:

RSM Nonequilibrium duvar fonksiyonu	1350 Pa
RSM Standart duvar fonksiyonu	1300 Pa
RNG $k-\varepsilon$ Nonequilibrium duvar fonksiyonu	1240 Pa
Standart $k-\varepsilon$ Nonequilibrium duvar fonksiyonu	1220 Pa

Görüldüğü gibi basınç düşümünü en iyi tahmin eden model %8 bir farkla nonequilibrium duvar fonksiyonu kullanan RSM modeli olmuştur.

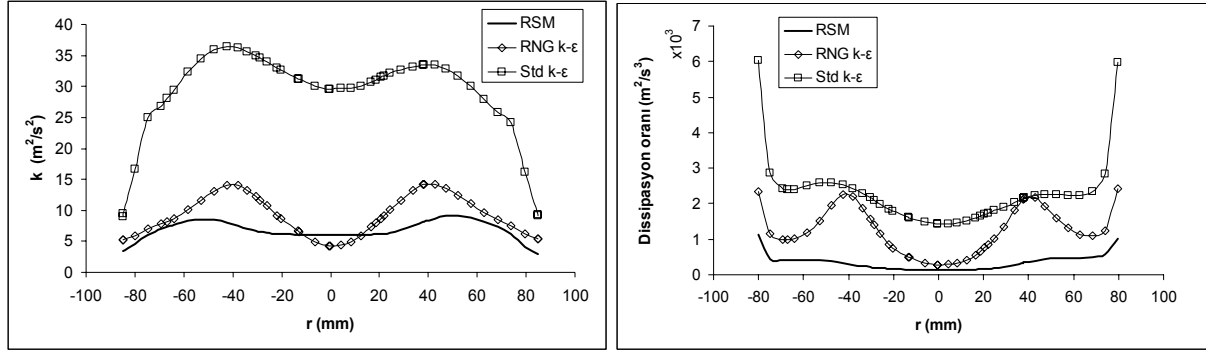


Şekil 7:

RSM, RNG $k-\varepsilon$, Standart $k-\varepsilon$ türbülans modellerinin nonequilibrium duvar fonksiyonu kullanılarak elde edilen y-z düzlemindeki vektörel hız büyüklükleri

Düşey y-z düzlemindeki, her üç türbülans modeliyle elde edilmiş, hız vektörleri ise Şekil 7'de verilmiştir.

Şekil 8 $z = 0.15$ m deki yarıçap boyunca üç farklı türbülans modeli ile elde edilen türbülans kinetik enerjisi ve dissipasyon oranı değişimlerini göstermektedir. Burada özellikle Standart $k-\varepsilon$ modeli ile elde edilen aşırı yüksek türbülans kinetik enerjisi ve cidara yakın yüksek değerlere ulaşan dissipasyon oranı görülmektedir. Profillerdeki değişimler davranış itibarıyla benzer olmakla beraber RNG $k-\varepsilon$ modelinde daha bariz olmaktadır.



Şekil 8.

Farklı türbülans modelleriyle elde edilmiş türbülans kinetik enerjisi (k) ve dissipasyon oranı (ϵ) değişimleri ($z = 150$ mm)

4. DEĞERLENDİRME

Son yıllarda akış ve ısı transferi problemlerinin analizinde CFD teknikleri yaygın olarak kullanılmaktadır. Nümerik çözümlerde farklı türbülans modelleri ve duvar fonksiyonları geliştirilmiştir. Basit akışlarda çoğu türbülans modeli tatminkar sonuç verebilmektedir. Ancak karmaşık akışlarda, bu modellerden incelenen probleme uygun olanlarının kullanılması hesaplama sonuçlarının güvenilirliği açısından son derece önemlidir. Bu çalışmada, girdaplı ve oldukça karmaşık bir akışın olduğu teğetsel girişli ve ters akışlı bir siklonda kullanılabilir türbülans modelleri ve duvar fonksiyonlarının belirlenmesi konusu ele alınmıştır.

Belli bir giriş hızında değişik türbülans modelleri ile akışa ait korunum denklemleri çözülmüş elde edilen aksel ve teğetsel hız profilleri ile basınç düşümü değerleri literatürdeki deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmalara göre RSM türbülans modelinin girdaplı akışlar için en uygun türbülans modeli olduğu, standart k- ϵ türbülans modelinin ise akışın bu şekli için uygun olmadığı görülmektedir. Standart k- ϵ türbülans modelinde türbülans viskozitesinin aşırı yüksek hesaplanması ve izotropik türbülans esasına dayanması gerçekçi olmayan hız dağılımlarının elde edilmesine yol açmaktadır. RSM modelinde, basınç düşümü parametresi ilave edildiğinde, nonequilibrium duvar fonksiyonunun standart duvar fonksiyonuna göre daha uygun sonuçlar verdiği, elde edilen nümerik sonuçların deneysel sonuçlar ile karşılaştırıldığında anlaşılmaktadır. Standart k- ϵ türbülans modelinden farklı olarak RNG k- ϵ modelinin dönme olayını içermesi ve ilave terimler kullanmasına rağmen verdiği sonuçlar yeterli hassasiyette olmadığı görülmüştür.

5. SEMBOLLER

- a : Siklon giriş kesiti genişliği (m)
- b : Siklon giriş kesiti yüksekliği (m)
- D_1 : Siklon çapı (m)
- D_2 : Siklon çıkış borusu çapı (m)
- D_3 : Koni ucu çapı (m)
- E : Sabit (=9.81)
- h : Siklonun silindir yüksekliği (m)
- K : Von Karman sabiti (=0.42)
- k_0 : Belirli bir noktadaki türbülans kinetik enerjisi (m^2/s^2)
- L : Siklon yüksekliği (m)
- S : Çıkış borusunun siklon içinde kalan uzunluğu (m)
- U_0 : Belirli bir noktada tanımlanan akışkanın ortalama hızı (m/s)
- y_0 : Belirli bir noktadan duvara olan uzaklık (m)
- μ : akışkanın dinamik viskozitesi (Pa.s)

6. KAYNAKLAR

1. Alexander, R. M. (1949) Fundamentals of cyclone design and operation; *Proc. Aus. Inst. Min. Met. NS*, 152-153, 203-228.
2. Altmeyer S., Mathieu V., Jullemier S., Contal P., Midoux N., Rode S., ve Leclerc J. P. (2004) Comparisor of different models of cyclone prediction performance for various operating conditions using a general software, *Chem. Eng. and Proc.*, 43, 511-522.
3. Avci A. ve Karagoz İ. (2003) Effect of flow and geometrical parameters on the collection efficiency incyclone separators; *J. of Aerosol Science*, 34, 937-955.
4. Barth, W. (1956) Berechnung und Auslegung von Zyklonabscheiden auf Grund neuerer Untersuchungen; *BWK*, 8, 1-9.
5. Barth, W. ve Leineweber, L. (1964) Evaluation of design of cyclone separators, *Staub Reinhalt. Luft.*, 24, 41-55.
6. Fluent user's guide (1998) Fluent incorporated.
7. Gibson, M. M. ve Launder, B. E. (1978) Ground effects on pressure fluctuations in the atmospheric boundary layer. *J. Fluid Mech.*, 86, 491-511.
8. Gimbin J., Chuah T. G., Fakhru'l-Razi A., Thomas S. Y. Choong (2005) The influence of temperature and inlet velocity on cyclone pressure drop: a CFD study; *Chemical Engineering and Processing*, 44, 7-12.
9. Gong A. L. ve Wang Lian-Ze (2004) Numerical study of gas phase flow in cyclones with the repds; *Aerosol Science and Technology*, 38, 506-512.
10. Karagoz, İ. ve Avci A. (2005) Modelling of the pressure drop in tangential inlet cyclone separators; *Aerosol Science and Technology*, 39, 857-865.
11. Kenny L. C. ve Gussman R. A. (1995) Characterisation and modelling of a family of cyclone preseparators; *J. of Aerosol Science*, 26, S777-S778.
12. Kim J. C. ve Lee K. W. (1990) Experimental study of particle collection by small cyclones; *Aerosol Science and Technology*, 12, 1003-1015.
13. Köning C., Büttner H., Ebert F. (1991) Desing data for cyclones; *Particle and Particle Systems Characterization*, 8, 301-307.
14. Lapple, C. E. (1951) Processes use many collector types; *Chemical Engineering*, 58, 144-151.
15. Launder, B. E. (1989) Second-Moment Closure: Present and Future?; *Int. J. Heat Fluid Flow*, 10(4), 282-300.
16. Lien, F.S. ve Leschziner, M.A. (1994) Assessment of turbulence-transport models including non-linear RNG eddy-viscosity formulation and second-moment closure for flow over a backward-facing step, *Computers and Fluids*, 23(8), 983-1004.
17. Moore M. E. ve Mcfarland A. R. (1993) Performance modelling of single-inlet aerosol sampling cyclones; *Environmental Science and Technology*, 27, 1842-1848.
18. Narasimha, N., Sripriya, R., Banerjee, P. K. (2005) CFD modelling hydrocyclone-prediction of cut size; *Int. J. Miner. Process.*, 75, 53-68.
19. Ozkoca O. (2001) Experimental investigation of the pressure losses and efficiencies in different type of cyclones; Msc thesis, Uludag University, (Bursa) Turkey.
20. Shepherd, G.B. ve Lapple, C. E. (1939) Flow pattern and pressure drop in cyclone dust collectors, *Ind. Engng. Chem.* 31.
21. Stairmand, C. J. (1951) The design and performance of cyclone separators, *Trans Inst. Chem. Eng.*, 29, 356-383.
22. Upton, S. L., Mark, D. ve Griffiths, W. D. (1994) A wind tunnel evaluation of the sampling efficiencies of three bioaerosol samplers; *J. of Aerosol Science*, 25, 1493-1501.
23. Yakhot, V. ve Orszag, S. A. (1986) Renormalization Group Analysis of Turbulence. I. Basic Theory, *Journal of Scientific Computing*, 1(1), 3-51.
24. Yakhot V., Orszag, S. A., Thangam, S., Gatski, T. B.ve Speziale, C. G. (1992) Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique, *Physics of Fluids A*, 4, 1510-1520.
25. Zhu Y. ve Lee K. W. (1999) Experimental study on small cyclones operating at high flow rates; *J. of Aerosol Science*, 30, 1303-1315.