

TERMAL BARIYER KAPLAMA SİSTEMLERİNDE YÜKSEK SICAKLIKTAKİ DÜŞÜK ÇEVİRİMLİ YORULMA ŞARTLARI ALTINDA OLUŞAN HASARLARIN İNCELENMESİ

Serdar DALKILIÇ*

A. Akile TANATMIŞ

Anadolu Üniversitesi Sivil Havacılık Yüksekokulu
sdalkilic@anadolu.edu.tr

Anadolu Üniversitesi Sivil Havacılık Yüksekokulu
atanatmi@anadolu.edu.tr

Geliş Tarihi: 30 Mart 2009, *Kabul Tarihi:* 02 Temmuz 2009

ÖZET

Termal bariyer kaplamalar (TBC); gelişmiş türbinli motorların yanma odası ve türbin gibi sıcak bölümlerinde, parçaları sıcak gazların olumsuz etkilerinden korumak amacıyla kullanılan ve iki ya da daha fazla katmandan oluşan koruyucu kaplamalardır. Günümüzde güvenilir bir ömür tahmini olmadığından bu kaplamaların potansiyeli tam olarak değerlendirilememektedir. Termal bariyer kaplamalardaki hasar mekanizmalarının iyi bir şekilde anlaşılması, kaplamanın sağlamlığının ve güvenilirliğinin artırılması için kilit faktördür.

Bu çalışmada ilk önce TBC sistemleri kısaca tanıtılmış, ardından yüksek sıcaklıkta düşük çevrimli yorulma deneyleri sonucunda oluşan hasarlar ve olası nedenleri açıklanmıştır. Altlık malzemesi olarak yönlü katılaştırılmış nikel bazlı bir süperalaşım olan Inconel 100 (IN 100 DS), bağ kaplama olarak yaklaşık 120 µm kalınlığında bir NiCoCrAlY tabakası, üst kaplama olarak da yaklaşık 200 µm kalınlığında, ağırlık olarak %7 itriyum oksit ile kısmen kararlı hale getirilmiş zirkonyum oksit içeren seramik tabakası kullanılmıştır. Her iki tabaka da EB-PVD tekniği kullanılarak hazırlanmıştır. Yapılan deneyler sonucunda çatlak sayısı ve çatlak boyutunun uzama aralığıyla doğru orantılı bir şekilde değiştiği saptanmıştır. Çatlaklar TGO/BC arayüzünde başlamakta ve altlığa doğru yüklem eksenine dik bir şekilde ilerlemektedirler. Seramik termal bariyer kaplama tabakası çatlak oluşumunu geciktirmektedir. Yalnızca bağ kaplamaya sahip numunelerin yüzeylerinde, türbin kanatçıklarında görülen tipik servis hasarlarından birisi olan buruşma saptanmıştır.

Anahtar Kelimeler: Gaz türbini, Termal Bariyer Kaplama, Düşük Çevrimli Yorulma

FAILURE OF THERMAL BARRIER COATINGS UNDER HIGH TEMPERATURE LOW CYCLE FATIGUE CONDITIONS

ABSTRACT

Thermal Barrier Coatings (TBCs) are multi-layer protective coatings used in the hot section components such as combustor and turbine of advanced gas turbine engines to protect them from degrading affects of hot gases. Today, due to lack of a reliable life time assessment, the potential of these coatings cannot be fully used. Understanding of damage mechanisms of thermal barrier coatings is the key factor to increase durability and reliability.

In this paper TBCs are shortly introduced and then damages resulting from high temperature low cycle fatigue tests and their probable reasons have been explained. Inconel 100, a directionally solidified nickel based superalloy as a substrate, approximately 120 µm thick NiCoCrAlY bond coat and approximately 200 µm thick 7 wt % Yttria Stabilized Zirconia ceramic top coat have been used. Both layers are deposited by EB-PVD technique. The results of the tests show that number and the size of the cracks changes with the strain range. Cracks initiate in the TGO/BC interface and propagate into the substrate perpendicularly to the loading axes. Ceramic thermal barrier coating retards the formation of cracks. On the surfaces of the specimens having only bond coat, rumpling which is a typical service damage of turbine blades has been detected.

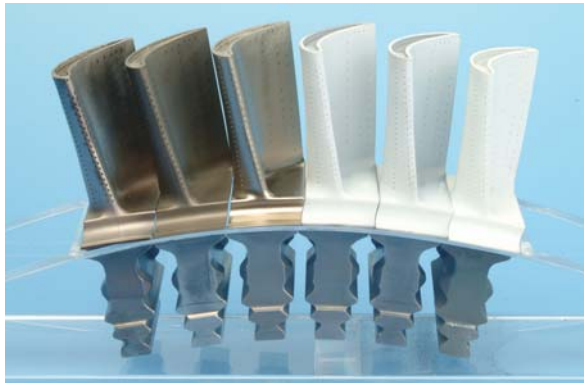
Keywords: Gas turbine, Thermal Barrier Coating, Low Cycle Fatigue

* Sorumlu Yazar

1. GİRİŞ

Uçak motorlarının yüksek basınç türbin paleleri (blade) ve kanatçıkları (vane) en yüksek gerilmelere maruz kalan parçalardır. Nikel bazlı süper alaşımlardan yapılan dahili olarak soğutulan profiller yaklaşık 1000°C 'de çalışmakta ve kısa sürelerde alaşımın ergime noktasının %90'ı olan 1100°C 'ye maruz kalmaktadır [1,3-5]. Bu sıcaklıklara ancak çok karmaşık soğutma sistemleri sayesinde ulaşılmaktadır. Fakat bu soğutma sistemi tarafından ısı enerjisi $1\text{MW}/\text{m}^2$ oranında profillerden çekilmekte, bu da motorun toplam yakıt verimini azaltmaktadır [1]. Malzeme sıcaklığının hassas bir şekilde kontrol edilmesinin gereksinimi basit bir kuralla açıklanabilir: Sıcaklıktaki her $10\text{-}15^{\circ}\text{C}$ 'lik bir artış kanatçığın sürünme ömrünü yarıya indirmektedir [1,3].

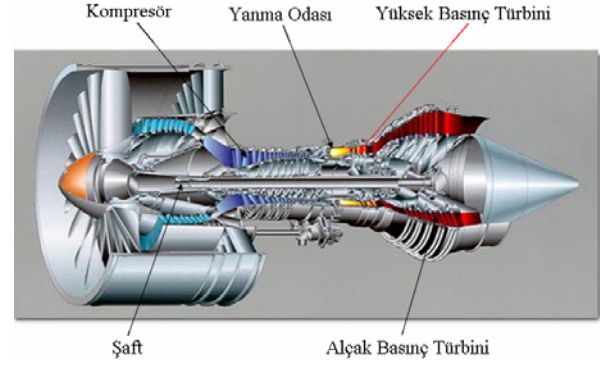
Günümüzde türbin giriş sıcaklıkları (TIT) 1400°C 'yi geçmektedir [1,6]. Fakat itki/ağırlık oranındaki hedeflenen gelişmeler daha yüksek türbin giriş sıcaklıkları gerektirir. Gelecekte türbin giriş sıcaklıklarının 1600°C 'yi aşması beklenmektedir [6-10]. Bu yüksek sıcaklıklara ancak ekonomik olmayan gelişmiş soğutma sistemleri veya geliştirilmiş yüksek sıcaklık malzemeleri kullanılarak ulaşılabileceği açıktır. Geleneksel döküm alaşımlardan yönlü olarak katılaştırılmış (DS) ve tek kristalli (SX) alaşımlara geçiş, malzeme performansında gerçekten çarpıcı iyileşmeler sağlamıştır. Fakat bu malzemeler şu an ergime noktalarının yaklaşık %90'ına yaklaşan sıcaklıklarda çalıştılarından performanslarında olası gelişmeler pek mümkün gözükmemektedir. Ayrıca günümüzde kullanılan daha verimli soğutma geometrilerine sahip kanatçık tasarımları ve parça çaklıklarına izin vereceğinden daha yüksek motor itkisi elde edilebilir. Yanma sıcaklığının artırılması ve soğutma havası miktarının azaltılması sonucu yakıt tüketimi azalır [3,6,13-15]. Şekil 2'de çıplak ve EB-PVD yöntemiyle termal bariyer kaplama uygulanmış türbin kanatçıkları görülmektedir [T12].



Şekil 2. Çıplak ve TBC uygulanmış türbin kanatçıkları

Bu çalışmada ilk önce TBC sistemleri ve LCF kavramı kısaca tanıtılmış, ardından yüksek sıcaklıkta düşük çevrimli yorulma (HT-LCF-High Temperature

yüzeyinin soğutma delikleri tarafından soğutulmasını öngören “film soğutma” yaklaşımları da artık en olgun hallerine ulaşmıştır [11].



Şekil 1. Gaz türbinli bir uçak motoru [T12]

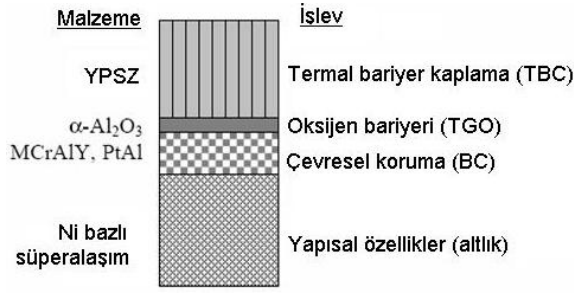
En makul yaklaşım termal bariyer kaplamaların (TBC-Thermal Barrier Coatings) kullanılmasıdır. Termal bariyer kaplamalar; gelişmiş türbinli motorların yanma odası ve türbin gibi sıcak bölümlerinde (Şekil 1), parçaları sıcak gazların olumsuz etkilerinden korumak amacıyla kullanılan ve iki ya da daha fazla katmandan oluşan koruyucu kaplamalardır. Bu kaplamaların sıcaklığı izole etme özelliği; belirli bir metal sıcaklığı için daha az soğutma havasının kullanılmasına izin vererek performansın iyileştirilmesini sağlar veya belirli bir soğutma havası akışı için metal sıcaklığını düşürerek parça ömrünün artırılmasını sağlar [3,11,13]. Dahası, belirli bir soğutma havası akışı için daha yüksek gaz sı

Low Cycle Fatigue) deneyleri (bundan sonra LCF olarak adlandırılacaktır) sonucunda oluşan hasarlar ve olası nedenleri açıklanmıştır.

2. TERMAL BARIYER KAPLAMA SİSTEMLERİNİN TANITILMASI

Termal bariyer kaplama (TBC) sistemleri tipik olarak; mekanik özellikleri ve kanatçık geometrisini sağlayan Ni bazlı bir süper alaşım altlıktan, sıcaklık yalıtımı sağlayan seramik bir üst kaplamadan, seramik üst kaplamanın metalik altlığa yapışmasını sağlayan ve altlığı oksitlenmeye karşı koruyan bir bağ kaplamadan (BC-Bond Coat) ve kaplama işlemi esnasında oluşup servis esnasında bağ kaplamanın oksitlenmesiyle büyüyen bir “termal büyüyen oksit”ten (TGO-Thermally Grown Oxide) oluşur (Şekil 3) [16].

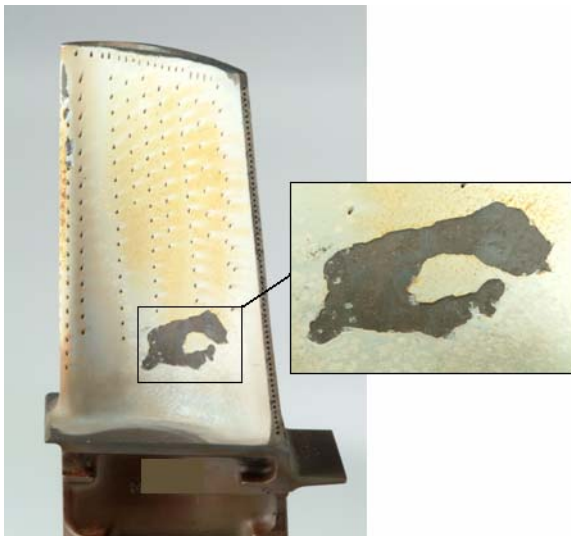
Termal Bariyer Kaplama Sistemlerinde Yüksek Sıcaklıkta Düşük Çevrimli Yorulma Şartları Altında Oluşan Hasarların İncelenmesi



Şekil 3. Tipik bir TBC sistemi [16]

Genelde itriyum oksit ile kısmen kararlı hale getirilmiş zirkonyum oksitten (YPSZ) oluşan seramik üst kaplama düşük bir iletkenliğe, yanmış gaz atmosferine karşı kimyasal eylemsizliğe, Ni bazlı süper alaşımlarınkine yakın oldukça yüksek bir termal genişleme katsayısına sahiptir. Türbin kanatçıklarının olumsuz çevresel etkilerden korunması için üzerlerine oksitlenme direncine sahip bir bağ kaplama uygulanır. Bağ kaplama seramik üst kaplamanın altlığına yapışmasını sağlamak için tasarlanmış olmakla birlikte, seramik ile metalik altlık arasında gerçek bağlayıcı tabaka tipik olarak ve tercihen α -alüminyum oksitten (Al_2O_3) oluşan termal büyüyen oksittir (TGO). Termal bariyer kaplama sistemlerinin bu dört bileşeni (altlık, bağ kaplama, TGO ve üst kaplama) yapı olarak dinamik ve birbirleriyle etkileşim içindedirler [9,16-25].

Termal bariyer kaplama sistemlerinde servis hasarı tipik olarak seramik tabakanın pullanarak kalkması (spallation) şeklindedir [74,91,92]. Şekil 4'de bir türbin kanatçığına uygulanmış ve servis esnasında pullanarak kalkmış bir TBC görülmektedir. Hasar çoğunlukla bağ kaplama/seramik üst kaplama ara yüzeyinde başlar.



Şekil 4. Termal bariyer kaplamalarda rastlanan tipik bir servis hasarı [12]

Termal bariyer kaplamaların mevcut uygulamalarda ve tasarlanan yeni nesil motorlarda önemli bir role sahip olduğu açıktır. Bununla birlikte sağlamlık ve güvenilirlik konuları termal bariyer kaplamalardan elde edilecek kazanımları sınırlamaktadır. Çünkü günümüzde güvenilir bir ömür tahmini olmadığından bu kaplamaların potansiyeli tam olarak kullanılamamaktadır. Termal bariyer kaplamalardaki hasar mekanizmalarının iyi bir şekilde anlaşılması, kaplamanın sağlamlığının ve güvenirliliğinin artırılması için kilit faktördür [26-27]. Termal bariyer kaplama sistemleri için bir ömür tahmini yapılırken, servis esnasında yorulma sonucunda oluşan hasar birikimi ile birlikte zamana ve sıcaklığa bağlı süreçlerin sonucu malzeme özelliklerindeki değişimler de dikkate alınmalıdır.

3. DÜŞÜK ÇEVİRİMLİ YORULMA KAVRAMI

Havacılık ve uzay mühendisliği uygulamalarının çoğunda uygulanan gerilmeler sabit değildir. Aksine yükler düzensiz bir şekilde dalgalanmaktadır. Tekrarlı yüklenme şartları altında hasarlanma, genelde sabit yüklenme şartları altında umulan gerilme seviyelerinden daha düşük değerlerde gerçekleşmektedir. Bu fenomen yorulma olarak adlandırılmakta ve servis hasarlarının büyük bir kısmını oluşturmaktadır [126].

Bir yorulma hasarı modu, düşük gerilme yükleri altında ve yüksek çevrim sayısında görülüyorsa buna Yüksek Çevrimli Yorulma (HCF) adı verilmektedir. HCF, standart gerilme-çevrim sayısı (S-N) eğrisinin sağ kısmında görülür ve hasara kadar geçen çevrim sayısı 10^7 civarındadır. HCF'de ömrün büyük bir kısmı çatlak oluşumu ve kısa çatlak ilerlemesi safhalarında geçmektedir. Eğer bir parçaya uygulanan tekrarlı gerilmeler çok yüksekse (LCF), çevrim başına biriken deformasyon enerjisi HCF yüklemesine nazaran çok daha yüksek olacaktır. Bu nedenle LCF koşulları altında parça; ömrünün çok az bir bölümünü çatlak oluşum safhasında, büyük bir kısmı ise yorulma hasarının çatlak ilerleme safhasında harcayacaktır [126-128]

LCF genelde 10^5 çevrimden daha kısa bir sürede hasarlanmaya neden olur. Ara bölge (10^5 - 10^7) ise tasarım uygulamasına bağlı olarak her iki hasar moduna da girebilir. Fakat önemli olan tekrarlı yükün kaç kere uygulandığı değil, yükün her uygulandığında ne kadar hasar biriktirdiğidir. Kritik gaz türbini parçaları için LCF ile HCF'i birbirinden ayırırken, tekrarlı yükün kaynaklarını tanımlamak daha uygun olacaktır [126]. LCF tipik olarak pilotun gaz kolu hareketlerinden ve büyük yüklerin uygulanmasından kaynaklanır. HCF problemine ise genelde balanssızlık, hatalı hizalama, gevşek bağlantılar ve motor içindeki düzensiz hava akışı gibi titreşim kaynakları neden olmaktadır. Örneğin 34 sabit kanatçıktan oluşan bir türbin statoru arkasındaki 19400 rpm'de dönen bir

türbin diski üzerindeki her kanatçık saatte 39,6 milyon yük çevrimine maruz kalmaktadır [126,128].

Gaz türbinli motorlarda yorulma; bir parça, motorun maruz kaldığı çalışma şartlarındaki değişikliklerin neticesinde merkezkaç, termal veya basınç kuvvetlerinden kaynaklanan dalgalı gerilmelere maruz kaldığında oluşur. Pilotun gaz kolunu hareket ettirmesinden kaynaklanan motor parametrelerindeki değişiklikler, genelde bu yükler üzerinde en büyük etkiye sahiptir. Motor durgun halden maksimum devrine hızlanıp, sonra tekrar durgun hale döndüğünde bir “komple” ya da “ana” çevrim (çalışma-durma çevrimi) oluşur. Çeşitli boyutlarda tali çevrimler, tüm diğer gaz kolu hareketlerinden kaynaklanmaktadır. Bu nedenle bir gaz türbinli motor için LCF, çoğunlukla gaz kolu hareketinden kaynaklanan devir, parçalardaki sıcaklık dağılımı veya motor dahili basıncındaki değişikliklerden kaynaklanmaktadır. Bu, uçağın uçuş zarfının farklı bir noktasına manevra yapmasıyla yani irtifa veya hızındaki bir değişim olduğunda ortaya çıkar. Bu iki etken savaş uçaklarında çok daha sık görüldüğünden, bu uçakların motorlarında LCF daha da büyük bir önem taşımaktadır [126,127].

Sivil uçaklarda ise uçuş profili savaş uçakları kadar karmaşık değildir ve uçuş esnasındaki gaz kolu hareketleri çok daha azdır. Bir sivil uçak için temel değişkenlerden birisi seyir safhasının uzunluğudur. Gaz kolu hareketlerinin ve dolayısıyla yorulma hasarının büyük bir kısmı kalkış, tırmanma, alçalma, bekleme ve iniş safhalarında oluşmaktadır. Genelde bu safhaların uzunluğu her sortide aynıdır. Fakat seyir safhasının uzunluğu görev tipine (kısa menzil-uzun menzil) bağlı olarak değişmektedir. Bu nedenle, çoğunlukla kısa menzilli uçuşlarda kullanılan uçakların motorları, uzun menzilli uçuşlarda kullanılan aynı uçak-motor kombinasyonuna göre, uçuş saati başına daha fazla yorulma hasarına maruz kalmaktadır [127].

4. KULLANILAN MALZEME VE DENEYLER

Bu çalışmada 90 mm uzunluğunda ve 8 mm çapında, bir termal bariyer kaplama sistemine sahip silindirik yorulma numuneleri kullanılmıştır. Altlık malzemesi olarak yönlü katılaşmış nikel bazlı bir süperalaşım olan Inconel 100 (IN 100 DS) tercih edilmiştir. Taneler numunelerin boylamasına eksenine paralel bir şekilde yaklaşık <100> yönünde kristalleşmiştir. Bu, gaz türbinli motorların türbin kanatçıklarındaki merkezkaç kuvvetleri taşımak için tasarlanan yönlü katılaşmış tek kristalli malzemeleri temsil etmektedir. Bağ kaplama olarak yaklaşık 120 µm kalınlığında bir

NiCoCrAlY tabakası, üst kaplama olarak da yaklaşık 200 µm kalınlığında, ağırlık olarak %7 itriyum oksit ile kısmen kararlı hale getirilmiş zirkonyum oksit (7 wt % YPSZ) içeren seramik tabakası kullanılmıştır. Her iki tabaka da EB-PVD tekniği kullanılarak hazırlanmıştır. Şekil 5’de kaplanmış bir numune görülmektedir.



Şekil 5. Kaplanmış bir numune

Uzama (strain) kontrollü LCF deneyleri bilgisayar kontrollü bir servo hidrolik deney cihazında (Instron 8800), üçgen dalga formunda ve 1 Hz frekansta gerçekleştirilmiştir. Uzama, 12 mm ölçüm aralığına sahip bir MTS yüksek sıcaklık ekstensometresi ile ölçülmüştür. Numuneyi deney sıcaklığına ısıtmak için bir Instron SFL üç bölgeci fırın ve fırın sıcaklığını kontrol etmek için de bir Eurotherm 2704 sıcaklık kontrolörü kullanılmıştır. Deney sıcaklığı 950°C’dir. Numunelerin mikroyapısı Leica Wild M8 model stereo optik mikroskop ve LEO Gemini taramalı elektron mikroskobu (SEM) ile incelenmiştir.

5. ÇATLAK OLUŞUMU

Çalışmanın bu bölümünde; yapılan LCF deneylerinin sonuçları; mekanik gerilmelerin çatlak oluşumuna etkisi, TBC tabakasının çatlak oluşumuna etkisi ve yüksek sıcaklıkta geçen zamanın çatlak oluşumuna etkisi açısından değerlendirilmiştir.

5.1. Mekanik Gerilmelerin Çatlak Oluşumuna Etkisi

Aşağıdaki çizelgede test edilen numuneler ve deney şartları listelenmiştir. A grubuna ait numuneler hem bağ kaplama hem de seramik termal bariyer kaplama tabakasına sahip, B grubundaki numuneler ise sadece bağ kaplamaya sahip numunelerdir. C grubundaki numuneler de hem bağ kaplama hem de seramik termal bariyer kaplama tabakasına sahip numunelerdir. Fakat farklı olarak 1000°C’de sırasıyla 250 saat ve 500 saat boyunca ısıtılma tabii tutulmuşlardır. LCF deneyleri sonucunda B ve C grubu numunelerin tamamında, A grubu numunelerde ise sadece A1, A2, A6, A7, A8 ve A9’da çatlaklara rastlanırken, diğer numunelerde herhangi bir çatlakla rastlanılmamıştır.

Çizelge 1. LCF numunelerine uygulanan deney şartları

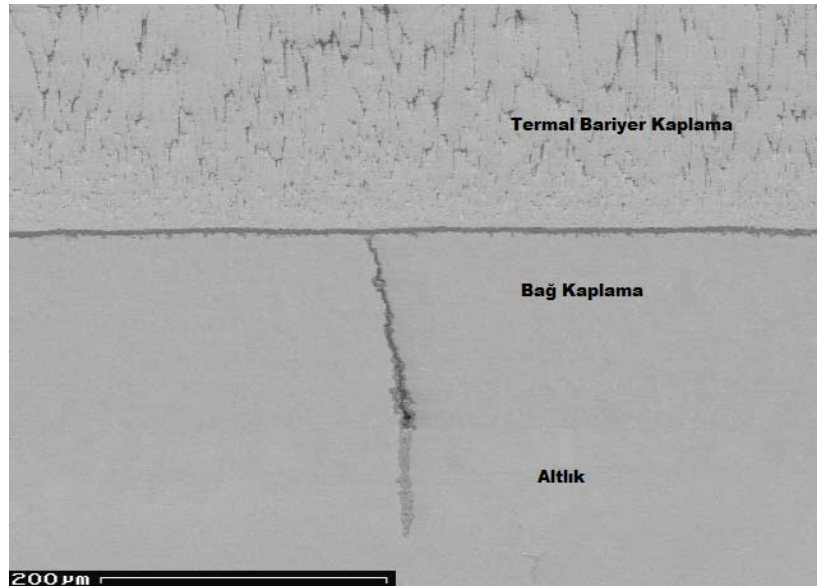
Numune	Yükleme	Uzama , %		Kuvvet, kN		$\Delta\varepsilon$, %	ΔF , kN	Çevrim sayısı
		Maks.	Min.	Maks.	Min.			
A1	çekme-basma	+0,20	-0,20	8,5	-8,0	0,40	16,5	120000
A2	çekme-basma	+0,25	-0,25	11,6/8,3	-9,2/-12,1	0,50	20,8/20,4	225000
A3	basma-basma	-0,10	-0,25	-1,6	-7,4	-0,15	-5,8	225000
A4	çekme-çekme	+0,25	+0,10	9,6/10,0	2,8/3,2	0,15	6,8	225000
A5	basma-basma	-0,02	-0,25	-1,3/1,4	-8,0/-6,8	-0,25	-6,7/8,2	475000
A6	çekme-basma	+0,20	-0,20	7,2	-8,5	0,40	15,5	225000
A7	çekme-basma	+0,10	-0,35	5,5/7,3	-12,6/-10,5	0,45	18,1/17,8	225000
A8	çekme-basma	+0,35	-0,10	12/9,7	-4,7/-7,0	0,45	16,7	225000
A9	çekme-basma	+0,30	-0,20	12,6/9,6	-9,5	0,50	22,1/19,1	225000
B1	çekme-basma	+0,25	-0,25	9,1	-14,8	0,50	23,9	47870
B2	çekme-basma	+0,18	-0,18	11,1	-4,1	0,36	15,2	200000
B3	çekme-basma	+0,07	-0,28	4	-10	0,35	14	225000
C1	çekme-basma	+0,25	-0,25	10,0/7,2	-10,0	0,50	20,0/17,2	225 000
C2	çekme-basma	+0,25	-0,25	9,6/7,6	-12,0/-13,6	0,50	21,6/21,2	225 000

Aynı çevrim sayısına sahip A2 ve A6 karşılaştırıldığında; daha yüksek bir uzama genliğinde test edilmiş olan A2’de daha fazla çatlağa rastlandığı görülmektedir (Şekil 6 ve 7). Sonuç olarak, aynı

çevrim sayısı için uzama genliği ve dolayısıyla mekanik gerilmelerin büyük bir etkisi olduğu söylenebilir.



Şekil 6. A2 numaralı numunede saptanan çatlaklardan bazıları

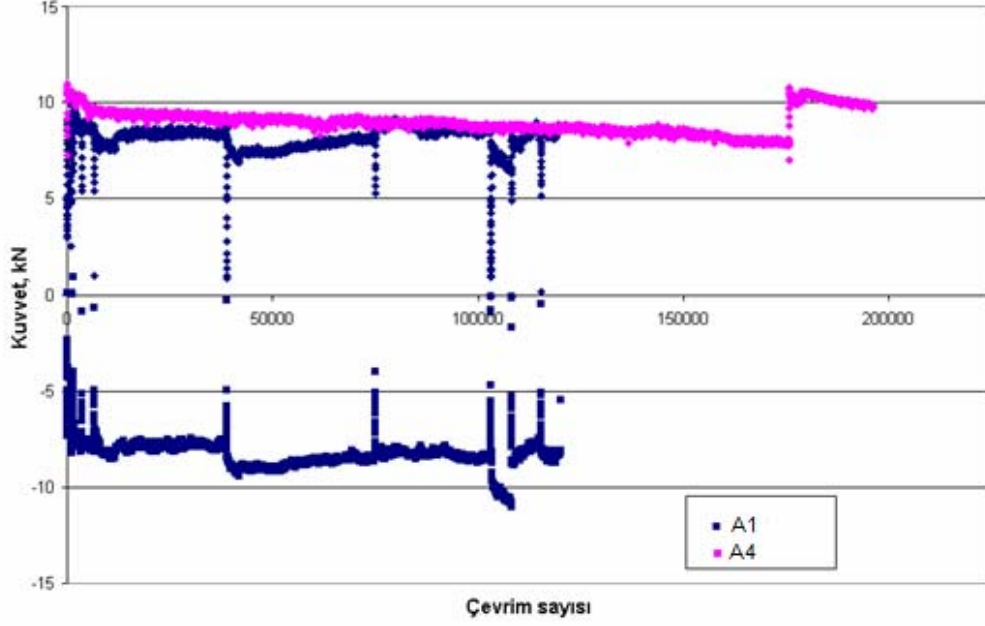


Şekil 7. A6 numaralı numunede saptanan tek çatlak

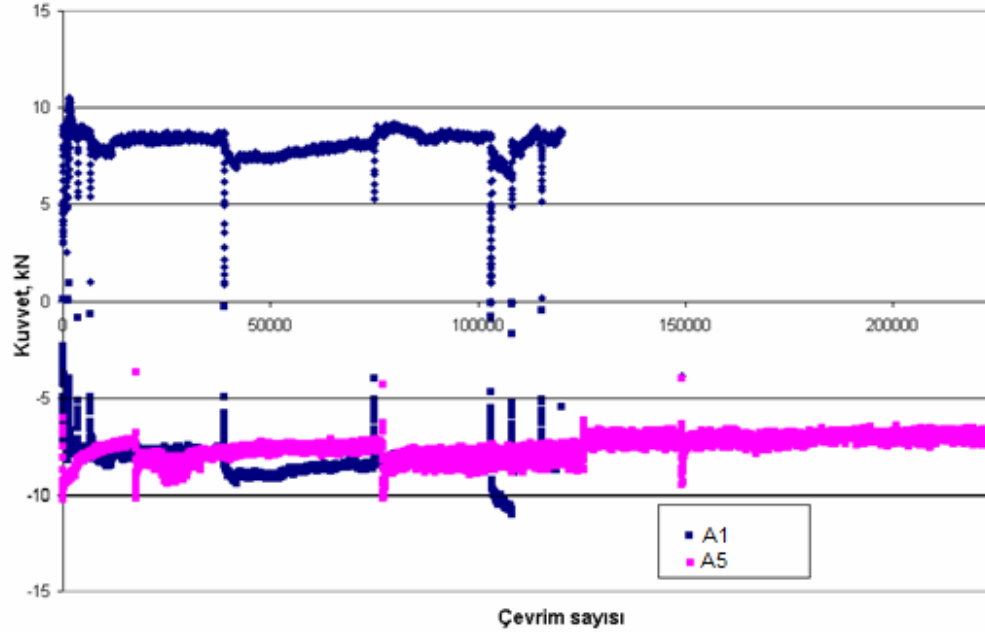
Yükleme yönünün etkisini incelemek için, bazı alınmıştır. A4 çekme-çekme yüklemesi altında ve çatlaklara sahip olan A1 numaralı numune referans +%0,10 ile +%0,25 uzama aralığında test edilmiştir.

Şekil 8’de iki numuneye ait maksimum kuvvetler karşılaştırılmıştır. A5 ise basma-basma yüklemesi altında ve $-0,02$ ile $-0,25$ uzama aralığında test

edilmiştir. Şekil 9’da da iki numuneye ait minimum kuvvetler karşılaştırılmıştır.



Şekil 8. A1 ve A4 numaralı numunelerin maksimum kuvvetlerinin karşılaştırılması



Şekil 9. A1 ve A5 numaralı numunelerin minimum kuvvetlerinin karşılaştırılması

Şekillerden de görüldüğü gibi; A4 numaralı numune A1’den daha yüksek çekme gerilmelerine ve A5 numaralı numune de A1 ile neredeyse aynı hatta bazen daha yüksek basma gerilmelerine maruz kalmıştır. Ayrıca hiçbir çatlığa rastlanmayan A4 ve A5 numaralı numuneler A1’den daha fazla bir çevrim sayısına sahiptir. Bununla birlikte, çekme-çekme ya da basma-basma yüklerinin daha yüksek çevrim sayısına rağmen herhangi bir çatlığa neden olamadığı sonucuna varmadan önce, bu iki numuneye uygulanan maksimum ve minimum uzamaların farkına ($\Delta\varepsilon$) dikkat etmek gerekir. $\Delta\varepsilon$ değeri A4 için $0,15$ ve A5

için $0,25$ iken çatlığa rastlanan numunelerde (A1, A2 ve A6) bu değer sırasıyla $0,40$ $0,50$ ve $0,40$ ’dır.

Bu nedenle, çekme ya da basma yönündeki gerilmelerin çatlak oluşturup, oluşturamayacağını saptayabilmek için $\Delta\varepsilon$ değeri $0,40$ ’dan küçük olmayacak şekilde numuneler test edilmelidir. Fakat sadece basma ya da sadece çekme yönünde $0,40$ ’lık bir uzama miktarı numunenin çok yüksek gerilmelere maruz kalıp, daha kaplama tabakalarında bir hasar oluşmadan numunenin kırılmasına neden olacağından,

A7 numaralı numune % 0,10 ve % -0,35 uzama aralığında ve A8 numaralı numune de % 0,35 ve % -0,10 uzama aralığında test edilmiştir (Çizelge 1).

Bu numunelerin her ikisinde de çatlığa rastlanması, yüksek sıcaklıkta LCF deneyleri esnasında çatlak oluşumunda sadece mekanik gerilmelerin mutlak miktarı değil, aynı zamanda maksimum ve minimum gerilmeler arasındaki farkın da önemli olduğunu göstermektedir.

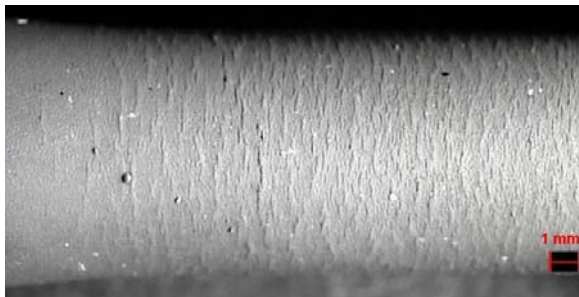
Örneğin A1 numaralı numunede 8,5 kN'luk çekme ve 8,0 kN'luk basma kuvvetleri çatlak oluşturmuşken; A4 numaralı numunedeki 9,6-10,0 kN'luk çekme kuvvetleri veya A5 numaralı numunedeki -8,0 kN'luk basma kuvvetleri çatlak oluşturamamıştır. Bunun nedeni A1'deki maksimum ve minimum kuvvetler arasındaki fark (ΔF) 16,5 kN iken bu değer A4'de 6,8 kN ve A5'de de 6,7-8,2 kN civarında olmasıdır.

5.2. TBC Tabakasının Çatlak Oluşumuna Etkisi

Sadece bağ kaplamaya sahip numunelerden elde edilen sonuçlar, seramik termal bariyer kaplama tabakasının izotermal LCF deney şartlarında çatlak oluşumuna etkisini saptamayı amaçlamaktadır. B1 numaralı numune bir takım çatlaklara rastlanan ve TBC takasına da sahip A2 numaralı numune ile aynı yükleme şartları altında test edilmek istenmiştir.

Deney henüz 50000 çevrime ulaşmadan B1 numaralı numunenin arakesiti incelendiğinde, bazıları altlığın derinlerine kadar uzanan birçok çatlığın saptanması (Şekil 12), seramik termal bariyer kaplama tabakasının çatlak oluşumunu geciktirdiğini göstermektedir.

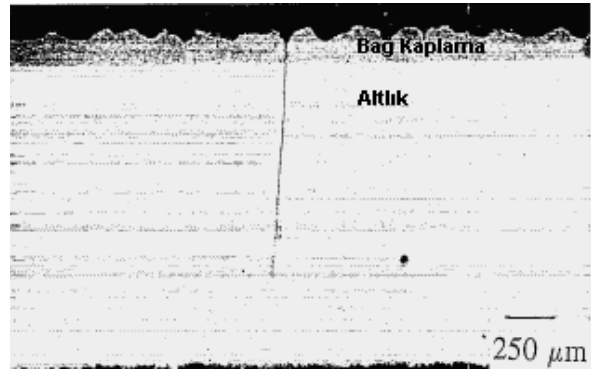
Ayrıca sadece bağ kaplama tabakasına sahip diğer iki numunenin de (B2 ve B3), seramik kaplama tabakasına da sahip A6 numaralı numuneden daha düşük $\Delta\epsilon$ ve ΔF değerleri altında ve aynı çevrim sayısı boyunca test edilmelerine rağmen (hatta B2 25000 çevrim daha az) daha fazla çatlığa rastlanması yukarıdaki saptamayı desteklemektedir.



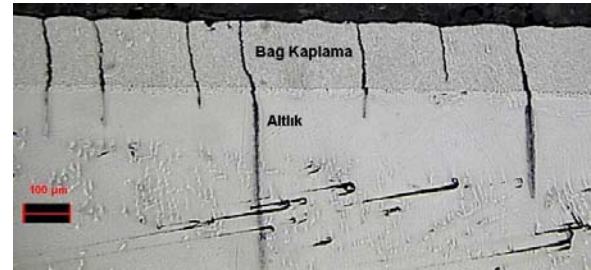
Şekil 10. Sadece bağ kaplama uygulanmış LCF numunesinde saptanan buruşma

Sadece bağ kaplama uygulanmış numunelerin dış yüzeyleri incelendiğinde buruşma (rumpling) gözlenmiştir (Şekil 10). Metalik koruyucu

kaplamaların buruşması, servis esnasında türbin kanatçıklarında sık rastlanılan bir durumdur. Buruşmuş yüzeylerdeki vadiler gerilme yoğunlaşma bölgeleri ve altlığa kadar ilerleyen yorulma çatlakları için başlangıç noktalarıdır. Şekil 11'de 12000 saat serviste kalmış bir türbin kanatçığında saptanan buruşma ve bundan kaynaklanan bir çatlak görülmektedir. Benzer bir buruşma ve çatlaklar sadece bağ kaplama uygulanmış LCF numunesinde de gözlenmiştir (Şekil 12). Buruşma olayının bir diğer olumsuz sonucu da oksitleyici ortama maruz kalan yüzey alanını artırarak koruyucu kaplamada oksitlenmeyi ve alüminyum seyrelmesini hızlandırmasıdır [28].



Şekil 11. 12000 saat serviste kalan bir türbin kanatçığının mikroyapısı [28]



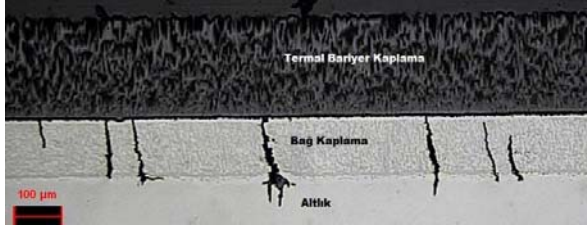
Şekil 12. Sadece bağ kaplama uygulanmış LCF numunesinin mikroyapısı

Termal Bariyer Kaplama Sistemlerinde Yüksek Sıcaklıkta Düşük Çevrimli Yorulma Şartları Altında Oluşan Hasarların İncelenmesi

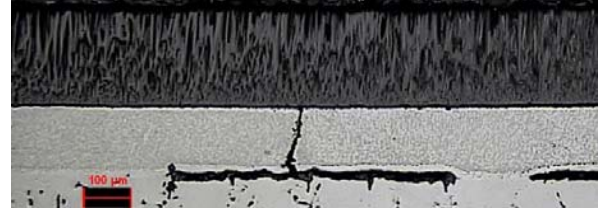
Laboratuvar deneylerinde buruşma; termal mekanik yorulma, termal gradyanlı yorulma ve hatta termal yorulma deneylerinde gözlenmiştir [29]. Bu deneylerin ortak yanları hepsinde bir ısıtma-soğutma çevriminin olması, yani numunelerin termal yorulmaya maruz kalmış olmasıdır. Sadece bağ kaplamaya sahip LCF numunelerinde de benzer şekilde buruşmaya rastlanması, bu tür bir deformasyonun aynı zamanda izotermal düşük çevrimli yorulma şartları altında da oluşabileceğini göstermektedir.

5.3. Yüksek Sıcaklıkta Geçen Zamanın Çatlak Oluşumuna Etkisi

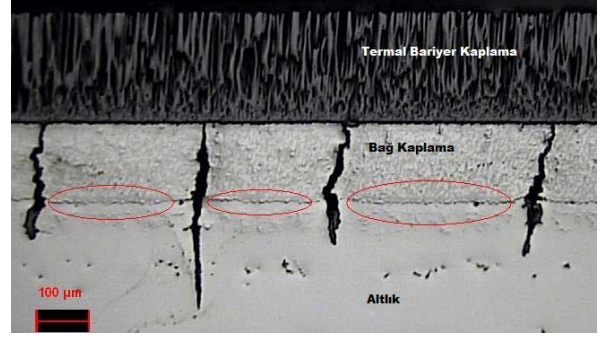
LCF deney paketinin son grubunda, seramik termal bariyer kaplama uygulanmış iki numuneye 1000°C'de sırasıyla 250 saat ve 500 saat boyunca ısıl işlem uygulanmış ve ardından test edilmiştir. Deney şartları Çizelge 1'de verilmiştir. 250 saat ısıl işlem görmüş numunede (C1), diğer numunelerden farklı olarak bağ kaplama ile altlık arasındaki difüzyon bölgesinde ve yüklem eksenine paralel çatlaklar da oluşmuştur (Şekil 13 ve 14). 500 saat ısıl işlem görmüş numunede (C2) ise bu tür çatlaklara rastlanmamaktadır. Fakat ısıl işleminin etkisi numunelerin mikroyapısı üzerinde büyük değişikliklere neden olmuştur (Şekil 15).



Şekil 13. C1 numaralı numunede bağ kaplama içinde ve altlığa doğru ilerleyen çatlaklar

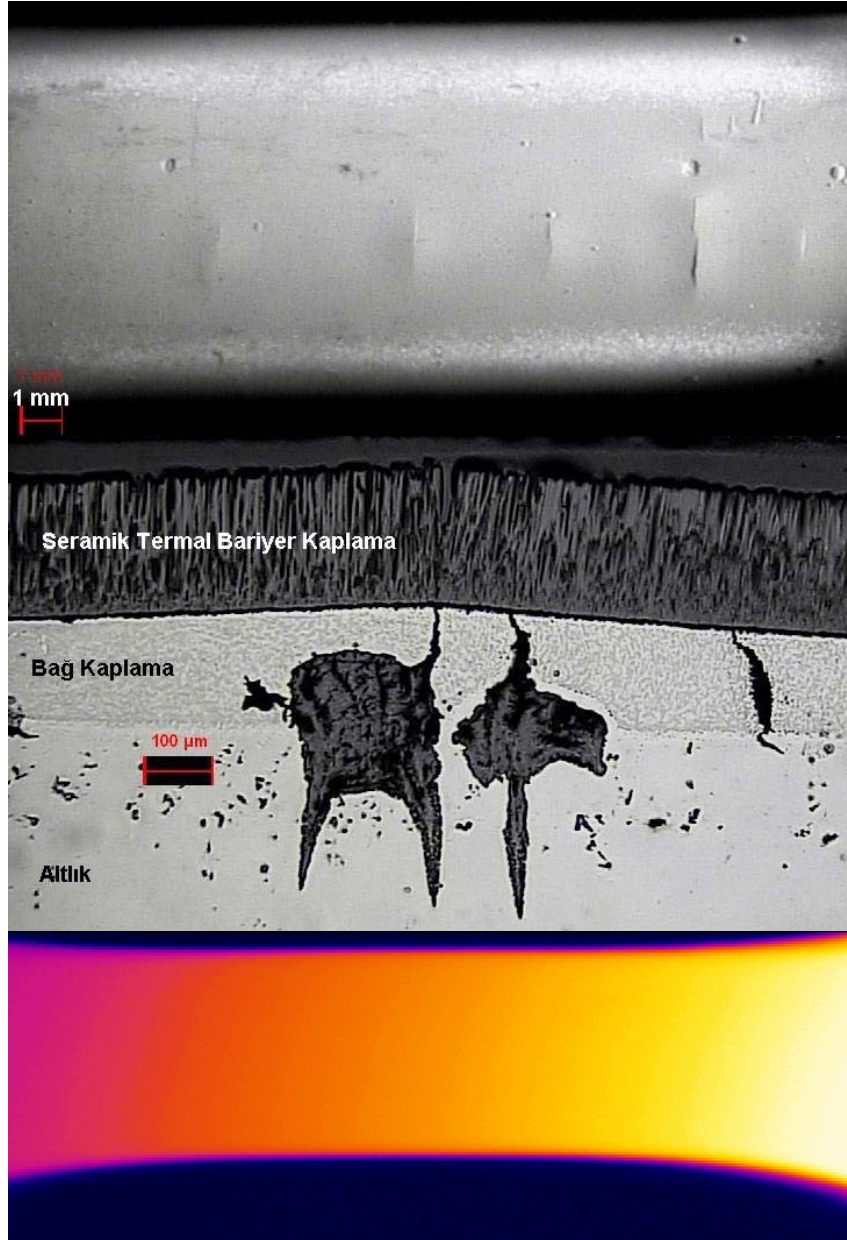


Şekil 14. C1 numaralı numunede altlık içinde yüklem eksenine paralel ilerleyen bir çatlak



Şekil 15. C2 numaralı numunede saptanan çatlaklara örnekler ve yeni oluşan fazlar

Gerçekleştirilen LCF deneyleri sonucunda, laboratuvar ortamı ve deney şartları altında hiçbir numunede seramik kaplama bağ kaplamadan pullanarak kalkmamış (spallation) ve hatta ayrılmamıştır (delamination). Sadece $\pm\% 0,25$ uzama aralığında test edilen A2 numaralı numunede, $+\% 0,30$ ve $-\% 0,20$ uzama aralığında test edilen A9 numaralı numunede ve 1000°C'de 250 saat ısıl işlem gördükten sonra $\pm\% 0,25$ uzama aralığında test edilen C1 numaralı numunelerde seramik kaplamanın yüzeyinde çatlaklara rastlanmıştır.



Şekil 16. C1 numaralı numunenin dış yüzeyi, ara kesiti ve numunenin kızılötesi görüntüsü

Şekil 16'da görüldüğü üzere C1 numaralı numunede bazı bölgelerde seramik kaplama yüzeyinde çatlaklar oluşmuştur. Bağ kaplama 950°C'de oldukça yumuşaktır. LCF çevriminin basma kısmında yumuşak bağ kaplama normalde esneyebilmektedir; fakat bağ kaplama içinde oluşan ve aşırı derecede oksitlenen çatlaklar bağ kaplama ile birlikte esnemediğinden, bağ kaplamanın çatlakların üzerinden yukarı doğru şekil değiştirmesine ve üzerindeki seramik kaplamayı yukarı doğru kaldırarak çatlatmasına neden olmaktadır. Buna rağmen hem arakesit resminde hem de kızılötesi görüntüde seramik kaplama ile bağ kaplamanın birbirinden ayrılmadığı görülmektedir.

5.4. Çatlak Oluşumunun Kırılma Mekanikliği İle Analizi

Yorulma tasarımındaki klasik yaklaşımlar hasarlanmaya kadar geçen toplam yorulma ömrünün, tekrarlı gerilme aralığı (S-N eğrisi yaklaşımı) ya da (plastik ya da toplam) uzama aralığı cinsinden nitelendirilmesini içermektedir. Yüksek çevrimli ve düşük gerilmeli yorulma şartları altında malzeme esasen elastik şekilde deforme olur. Bu tür "yüksek çevrimli yorulma" şartları altında hasarlanmaya kadar geçen zaman ya da çevrim sayısı gerilme aralığı cinsinden nitelendirilir. Bununla birlikte düşük çevrimli yorulma şartlarındaki gerilmeler genelde hasar oluşmadan önce plastik deformasyona neden olabilecek kadar yüksektir. Bu şartlar altında yorulma ömrü uzama aralığı cinsinden nitelendirilir [30].

Gerilme ömrü yaklaşımına (S-N eğrisi yaklaşımı) göre maksimum ve minimum gerilmelerin birbirine eşit olduğu (fully-reversed) ve sabit genlikli bir yorulma deneyinde gerilme genliği ($\sigma_a = \Delta\sigma/2$) ile hasar oluşuncaya kadar oluşan yük değişimleri sayısı ($2N_f$) arasındaki bağlantı şu şekilde ifade edilebilir:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (1)$$

Burada σ'_f yorulma dayanımı katsayısıdır ve monotonik çekme deneyinde bir çok metal için gerçek kırılma dayanımına (σ_f) eşittir ve b de yorulma dayanımı üssü ya da Basquin üssü olarak bilinir [30].

Yukarıdaki yorulma ömrü ifadesi tamamen tersinir yorulma yükleri için yani ortalama gerilmenin (σ_m) sıfır olduğu durumlar için geçerlidir. Fakat bu tür bir durum birçok uygulamayı temsil etmemektedir. Uygulanan yorulma çevriminin ortalama gerilme seviyesinin, birçok mühendislik malzemesinin yorulma davranışını etkilediği düşünülmektedir. Bu durumda gerilme aralığı ($\Delta\sigma$), gerilme genliği (σ_a) ve ortalama gerilme (σ_m) şu şekilde ifade edilmektedir:

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}, \quad \sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2},$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (2)$$

Burada σ_{\max} ve σ_{\min} terimleri sırasıyla maksimum ve minimum gerilme miktarlarını göstermektedir. Ortalama gerilme ayrıca yük oranı ($R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$) ile de tanımlanabilir. Bu ifadeyle tam tersinir bir yükleme için $R = -1$, sıfır çekme yükü için $R = 0$ ve statik yükleme için de $R = 1$ olacaktır. Ortalama gerilme arttığında yorulma ömründe bir azalma gözlenmektedir [30].

Coffin ve Manson birbirlerinden bağımsız bir şekilde termal yorulma sorunları üzerinde çalışırken, yorulma ömrünün plastik uzama genliğini temel alan bir şekilde tanımlanmasını ön görmüşlerdir. Plastik uzama genliğinin ($\Delta\epsilon_p/2$) logaritması ve hasar oluşuncaya kadar oluşan yük değişimleri sayısının ($2N_f$) logaritması grafiği çizildiğinde metalik malzemeler için lineer bir bağıntı ortaya çıkmıştır:

$$\frac{\Delta\epsilon_p}{2} = \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (3)$$

Burada ϵ'_f yorulma süneklik katsayısı ve c de yorulma süneklik üssüdür. Genelde ϵ'_f monotonik çekmedeki gerçek kırılma sünekliğine (ϵ_f) eşittir ve c de bir çok metal için -0,5 ile 0,7 arasındadır [30].

Sabit uzama genliği altında yapılan bir deneyde toplam uzama genliği ($\Delta\epsilon/2$), elastik uzama genliği ($\Delta\epsilon_e/2$) ile plastik uzama genliğinin ($\Delta\epsilon_p/2$) toplamı şeklinde yazılabilir:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\epsilon_e}{2} + \frac{\Delta\epsilon_p}{2} \quad (4)$$

$$\frac{\Delta\epsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} = \frac{\sigma_a}{E} \quad (5)$$

Burada E Young modülüdür. Denklem (3)'de verilen Coffin-Manson bağıntısı toplam yorulma ömrünü tanımlamak için uygun bir ifadedir. Denklem (1)'de verilen Basquin eşitliği ve (5) kullanılarak şu ifade elde edilir:

$$\frac{\Delta\epsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (6)$$

Denklem (3, 4 ve 6) bir araya getirildiğinde aşağıdaki ifade elde edilir:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (7)$$

Denklem (7) sağ tarafındaki birinci ve ikinci terimler, toplam uzama genliğinin elastik ve plastik bileşenleridir. Denklem (7) yorulma tasarımında uzama ömrü yaklaşımı için bir temel oluşturmaktadır [30].

LCF deneylerinde, numuneler kırılmadan deneyler sonlandırılmıştır. Servis esnasında kaplama tabakaları altlıktan daha önce hasarlanmaktadır. İzotermal LCF şartları altında termal bariyer kaplama sistemlerinde oluşan hasarlar incelenmek istendiğinden altlık hasarlanmadan önce deneyler durdurulmuş ve deney numunelerinin LCF ömürleri elde edilmemiştir.

Bununla birlikte numune içinde oluşan çatlaklar radyal yorulma çatlaklarıdır ve farklı uzama şartları altında farklı büyüklükte çatlaklara rastlanmaktadır. Bazen numune derinliklerine doğru ilerleyen çatlakların mevcudiyeti, deneyin devamı durumunda numunenin yorulma ömrünü doldurarak kırılacağını göstermektedir. Bu nedenle deney numunelerinde rastlanan çatlakların büyüklüğünün yorulma ömrü konusunda bilgi verdiği düşünülmektedir ve çatlak oluşumunda uygulanan uzama aralığının etkisi Denklem (7) ile açıklanabilmektedir. Denklemden görüldüğü üzere uzama aralığı ($\Delta\epsilon$) arttıkça yorulma ömrü azalmaktadır. Aynı şekilde $\Delta\epsilon$ değerinin %0,40'ın altında olan deneylerde hiçbir çatlığa rastlanmamıştır ve $\Delta\epsilon$ değeri yükseldikçe çatlak sayısı ve boyutu artmıştır.

Yüksek sıcaklıktaki bir alayda yorulma çatlak başlangıcı sıcaklık, uygulanan gerilme seviyesi ve çevreye bağlı olan birçok mikroskobik süreç tarafından etkilenmektedir. Yüksek sıcaklıkta kırılmaya neden olan mekanizmalar çevrimden ziyade zamana bağlı bir hale gelmektedir. Zamana bağlı süreçler sürünme ve/veya çevre tarafından kontrol edilmektedir ve her ikisi de genelde termal olarak harekete geçmektedirler [30].

Daha düşük sıcaklık ve daha yüksek çevrim frekanslarında yorulma çatlak ilerlemesi esasen zamana bağlıdır ve gerilme şiddeti faktörü aralığı (ΔK) hala kontrol eden parametre konumundadır. Çok yüksek sıcaklıklar ve düşük frekanslarda ise çatlak ilerlemesi tamamen zamana bağlı süreçler tarafından kontrol edilmektedir [30].

Çatlak ilerlemesinin mekanik yorulma ve zamana bağlı sürünme bileşenlerinin toplamı, toplam çatlak ilerleme hızını vermektedir:

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = \left(\frac{da}{dN}\right)_F + \left(\frac{da}{dN}\right)_{CR} \quad (8)$$

Burada da/dN çevrim başına yorulma çatlak boyutundaki değişimi, a çatlak boyutunu, N yorulma çevrim sayısını, F ve CR indisleri de sırasıyla yorulma ve sürünmeyi temsil etmektedir. Yüksek sıcaklıktaki çatlak yorulma bileşeni şu şekilde de ifade edilebilir [30]:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_F = C(\Delta K)^m \quad (9)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}, \quad K_{\max} = Y\sigma_{\max}\sqrt{\pi a} \quad \text{ve} \quad K_{\min} = Y\sigma_{\min}\sqrt{\pi a} \quad (10)$$

Burada K_{\max} ve K_{\min} sırasıyla maksimum ve minimum nominal gerilmelere (σ_{\max} ve σ_{\min}) karşılık gelen maksimum ve minimum gerilme şiddet faktörleri ve Y de plaka için sonlu boyut düzeltme faktörüdür. C ve m ise malzeme özellikleri ve mikroyapı, yorulma frekansı, ortalama gerilme ya da yük oranı, çevre ve deney sıcaklığının fonksiyonu olan deneysel sabitlerdir. Denklem (9 ve 10) bir araya getirildiğinde:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_F = C(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^m \quad (3.11)$$

ifadesi ortaya çıkar [30].

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{CR} = \int_0^{1/v_c} \frac{da}{dt} (P_{CR}) dt \quad (3.12)$$

yazılabilir. Burada P_{CR} sürünme kırılma parametresidir. Denklem (11 ve 12) de bulunan ifadeler Denklem (8)'de yerine konduğunda toplam yorulma çatlak hızı şu hali alır [30]:

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = C(Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^m + \int_0^{1/v_c} \frac{da}{dt} (P_{CR}) dt \quad (13)$$

Denklem (13)'de görüldüğü üzere gerilme aralığının ($\Delta\sigma$) dolayısıyla uzama aralığının ($\Delta\varepsilon$) artırılması çatlak ilerleme hızını arttırmaktadır. Aynı şekilde, yapılan deneylerin sonuçlarında $\Delta\varepsilon$ değeri arttıkça numunelerde rastlanan çatlak sayısı ve boyutunun arttığı saptanmıştır.

Oda sıcaklığındaki yorulma çatlak ilerlemesini tanımlamada lineer elastik kırılma mekaniği geniş ölçüde kullanılmakla beraber, yüksek sıcaklıktaki yorulma hasarı için benzer uygulamalar yapılırken dikkatli olunmalıdır. Bununla birlikte sıcaklığın artırılması ve çevrim frekansının azaltılması çevresel etkiler ve hasar süreçlerinin sonucunda yorulma çatlak ilerlemesi hızını arttırmakta ve dolayısıyla yorulma ömrünü azaltmaktadır [30]. Bu nedenle oda sıcaklığındaki yorulma ömrünü tanımlayan Denklem (7) ve yine oda sıcaklığındaki çatlak ilerleme hızı bağıntısından türetilen ve yüksek sıcaklıktaki çatlak ilerleme hızını veren (13)'ün deney sonuçlarının

yorumlanması için kullanılmasında bir sakınca görülmemektedir.

5. SONUÇLAR

Yönlü katılaştırılmış nikel bazlı bir süperalaşım olan Inconel 100 (IN 100 DS) altlık, YPSZ termal bariyer kaplama ve NiCoCrAlY bağ kaplamadan oluşan bir TBC sistemine sahip numunelerle 950°C'de LCF deneyleri yapılmıştır. Bu deneylerin incelenmesi ile bulunan sonuçlar aşağıda verilmiştir.

1. Seramik termal bariyer kaplama tabakasına sahip numunelerde; $\% \pm 0,20$ ($\Delta\varepsilon = \%0,40$) ve $\% \pm 0,25$ ($\Delta\varepsilon = \%0,50$) uzama aralıklarında test edilen numunelerde çatlaklar saptanmıştır. Çatlak sayısı ve çatlak boyutu uzama aralığıyla doğru orantılı bir şekilde değişmektedir. Çatlaklar TGO/BC arayüzeyinde başlamakta ve altlığa doğru yüklemeye eksenine dik bir şekilde ilerlemektedirler.
2. Çekme ya da basma yönünde bir ortalama gerilme oluşacak şekilde test edilen numuneler, ortalama gerilme sıfır olacak şekilde test edilen numunelerle aynı ε_{\max} veya ε_{\min} değerlerinde test edildiklerinde herhangi bir çatlak saptanmamıştır. Bu tür deneylerde çatlak, ancak uzama aralığının $\%0,40$ 'dan büyük olduğu ($\Delta\varepsilon > \%0,40$) deneylerde oluşmuştur.
3. Yalnızca bağ kaplamaya sahip numunelere yapılan deneylerde çok daha düşük uzama aralıklarında ve daha küçük çevrim sayısından sonra çatlakların saptanmış olması, seramik termal bariyer kaplama tabakasının çatlak oluşumunu geciktirdiğini göstermektedir.
4. Yalnızca bağ kaplamaya sahip numunelerin yüzeylerinde LCF deneyleri sonrasında buruşma saptanmıştır. Buruşma TBC sistemine sahip türbin kanatçıklarında görülen tipik servis hasarlarından birisidir.
5. 250 saat ısıl işlem gördükten sonra test edilen numunede, diğer numunelerden farklı olarak yüklemeye eksenine paralel çatlaklara rastlanmıştır.

6. TEŞEKKÜR

Bu çalışma Alman Akademik Değişim Servisi (DAAD) tarafından sağlanan bir doktora araştırma bursu ile, Alman Havacılık ve Uzay Merkezi (DLR)'nde yürütülmüştür. Katkılarından dolayı Dr. Marion Bartsch'a ve Dr. Bernd Baufeld'e teşekkür ederiz.

7. KAYNAKLAR

- [1] Kaysser, W.A., Peters, M., Fritscher, K. ve Schulz, U., "Processing, characterisation and testing of EB-PVD Thermal Barrier Coatings", *AGARD SMP Meeting on Thermal Barrier Coatings*, Denmark, 1997.
- [2] Williams, J.C. ve Edgar, E.A., "Progress in structural materials for aerospace systems", *Acta Materialia* Vol. 51, 5775-5799, 2003.
- [3] Peters, M., Leyens, C., Schulz, U ve Kaysser, W.A., "EB-PVD thermal barrier coatings for aeroengines and gas turbines", *Advanced Engineering Materials*, Vol. 3, No. 4, 193-204, 2003.
- [4] Schmitt, G. ve Hertter, M., "Improved oxidation resistance of thermal barrier coatings", *Surface and Coatings Technology*, Vol. 120-121, 84-88, 1999.
- [5] Horne, D.F., "Aircraft production technology", Cambridge University Press, UK, 1985.
- [6] Leyens, C., Fritscher, K., Gehrling, R., Peters, M. ve Kaysser, W.A., "Oxide scale formation on an MCrAlY coating in various H₂-H₂O atmospheres", *Surface and Coatings Technology*, Vol. 82, 133-144, 1996.
- [7] Beele, W., Marijnissen, G. ve Lieshot, A., "The evolution of thermal barrier coatings-status and upcoming solutions for today's key issues", *Surface and Coatings Technology*, Vol. 120-121, 61-67, 1999.
- [8] Schulz, U., "Phase transformation in EB-PVD yttria partially stabilized zirconia thermal barrier coatings during annealing", *Journal of American Ceramic Society*, Vol. 83, 904-910, 2000.
- [9] Kaysser, W.A., Bartsch, M., Krell, T., Fritscher, K., Leyens, C., Schulz, U. ve Peters, M., "Ceramic thermal barriers for demanding turbine applications", *Ceramic Forum International*, Vol. 6, 32-36, 2000.
- [10] Schulz, U., Krell, T., Leushake, U. ve Peters, M., "Graded design of EB-PVD thermal barrier coating", *AGARD SMP Meeting on Thermal Barrier Coatings*, Denmark, 1997.
- [11] Hass, D.D., "Thermal barrier coatings via directed vapour deposition", A Dissertation the Faculty of the School of Engineering and Applied Science, University of Virginia, USA., 2001.
- [12] Bartsch, M., Schulz, U. ve Saruhan, B., "EB-PVD Thermal Barrier Coatings for Gas Turbines-Processing and Lifetime Assessment", *Proceeding of the Summer School of the EU Project "SICMAC"* (HPRN-CT-2082-20203),191-214, Mao Minorca Island, Spain, 2006.
- [13] Morrell, P. ve Rickerby, D.S., "Advantages / disadvantages of various TBC systems as perceived by the engine manufacturer", *AGARD SMP Meeting on Thermal Barrier Coatings*, Denmark, 1997.
- [14] Alperiné, S., Derrien, M., Jaslier, Y. ve Mévrel, R., "Thermal barrier coatings: the thermal conductivity challenge", *AGARD SMP Meeting on Thermal Barrier Coatings*, Denmark, 1997.
- [15] Xu, H., Gong, S. ve Deng, L., "Preparation of thermal barrier coatings for gas turbine blades by EB-PVD", *Thin Solid Films*, Vol. 334, 98-102, 1998.
- [16] Lau, H., Leyens, C., Kaden, U., Schulz, U., Münzer, J., Friedrich, C. ve Cosack, T., "Influence of bondcoat pre-treatment on the cyclic lifetime of EB-PVD TBCs", *Materials Week 2001-Proceedings*, Werkstoff-Informationsgesellschaft mbH, Frankfurt, Germany, 1-8, 2002.
- [17] Guerre, C., Molins, R. ve Remy, L., "Study of the coating stability of a TBC system", *Materials at High Temperatures*, Vol. 17 No. 2, 197-204, 2000.
- [18] Chen, X.Q. ve Newaz, M., "Oxidation and damage of EB-PVD thermal barrier coatings under thermal cycling", *Journal of Materials Science Letters*, Vol. 20, 93-95, 2001.
- [19] Hass, D.D., Slifka, A.J. ve Wadley, H.N.G., "Low thermal conductivity vapour deposited zirconia microstructures", *Acta Materialia*, Vol. 49, 973-983, 2001.
- [20] Karlsson, A.M. ve Evans, A.G., *A numerical model for the cyclic instability of thermally grown oxides in thermal barrier systems*, *Acta Materialia*, **49**, 1793-1804, 2001.
- [21] Karlsson, A.M. ve Evans, A.G., "A numerical model of ratcheting in thermal barrier systems", *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.*, Materials Research Society, USA, **645E**, M9.4.1-6, 2001.
- [22] Selçuk, A. ve Atkinson, A., "Analysis of the Cr³⁺ luminescence spectra from thermally grown oxide in thermal barrier coatings", *Materials Science and Engineering A*, Vol. 335, 147-156, 2002.
- [23] Hutchinson, J.W. ve Evans, A.G., "On the delamination of thermal barrier coatings in a thermal gradient", *Surface and Coatings Technology*, Vol. 149, 179-184, 2002.
- [24] Bouyakis, K.-D., Lontos, A., Michailidis, N., Knotek, O., Lugscheider, E., Bobzin, K. ve Etzkorn, A., "Determination of mechanical properties of electron beam-physical vapour deposition-thermal barrier coatings (EB-PVD-TBCs) by means of nanoindentation and impact testing", *Surface and Coatings Technology*, Vol. 163-164, 75-80, 2003.
- [25] Schulz, U., Lau, H., Rätzer-Schibe, H.-J. ve Kayser W.A., "Factors affecting cyclic lifetime of EB-PVD thermal barrier coatings with various bond coats", *Zeitschrift für Metallkunde*, Vol. 94 No. 6, 649-654, 2003.

[26] Freborg, A.M., Ferguson, B.L., Brindley, W.J. ve Petrus, G.J., “Modeling oxidation induced stresses in thermal barrier coatings”, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 245, 182-190, 1998.

[27] Vaßen, R., Kerkhoff, G. ve Stöver, D., “Development of a micromechanical life prediction model for plasma sprayed thermal barrier coatings”, *Materials Science and Engineering A*, Vol.303, 100-109, 2001.

[28] Pennefather, R.C. ve Bone, D.H., “Mechanical degradation of coating systems in high temperature cyclic oxidation”, *Surface and Coatings Technology*, Vol. 76-77, 47-52, 1995.

[29] Bartsch, M. ve Baufeld, B., “Effects of controlled thermal gradients in thermal mechanical fatigue”, *5th International Conference on Low Cycle Fatigue* (Editörler: Portella, P.d., Şehitoğlu, H. ve Hatanaka, K.), Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., Berlin, Germany, 183-188, 2003.

[30] Suresh, S., *Fatigue of materials*, Cambridge University Press, A.B.D., 1992.

ÖZGEÇMİŞLER

Yard. Doç. Dr. Serdar DALKILIÇ

1973 yılında İzmir’de doğmuştur. 1998 yılında Anadolu Üniversitesi Sivil Havacılık Yüksekokulu’nda lisans eğitimini, 2001 yılında Anadolu Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Sivil Havacılık A.B.D.’nda yüksek lisans ve 2007 yılında

da doktora eğitimini tamamlamıştır. Alman Akademik Değişim Merkezi (DAAD) tarafından verilen bir doktora araştırma bursu ile Alman Havacılık ve Uzay Merkezi’nde “Damage Evaluation in Thermal Barrier Coating Systems Under Service Conditions“ konulu bir araştırma projesinde ve Alman Bilimsel Araştırma Kurumu (DFG) tarafından desteklenen “Friction Stir Welding of Metal Matrix Composites“ konulu bir araştırma projesinde çalışmıştır. Anadolu Üniversitesi Sivil Havacılık Yüksekokulu’nda Araştırma Görevlisi ve JAR-145 Uçak Bakım Merkezi Kalite Denetçisi görevlerini yürütmüştür. Halen aynı kurumda öğretim üyesi ve Havaaracı Bakım Yöneticisi olarak görev yapmaktadır.

Yard. Doç. Dr. A. Akile TANATMIŞ

Eskişehir, 1963 doğumludur. İlk, orta ve lise öğrenimini Eskişehir’de tamamladı. 1985 yılında Anadolu Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Makine Bölümünden mezun oldu. 1986 yılında A. Ü. Sivil Havacılık Meslek Yüksek Okulu’na araştırma görevlisi olarak girdi. 1988 yılında ise aynı üniversitenin Fen Bilimleri Enstitüsünde Makine Mühendisliği Ana Bilim Dalı, İmalat ve Konstrüksiyon Bilim Dalında “Spektrometrik Yağ Analizi” konulu yüksek lisans tezini, 1995 yılında ise Osman Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsünde kabul edilen “Hafif Temel Eğitim Uçağı Yapımında Konstrüksiyon Tekniklerine Uçuş Performans Özellikleri Etkisinin Etüdü” konulu doktora tez çalışmasını tamamladı. Halen Anadolu Üniversitesi Sivil Havacılık Yüksek Okulunda yardımcı doçent doktor olarak görevini sürdürmektedir.