

## 論文

## HTZ/AC8A 금속복합 재료의 기계적 성질과 피로 거동

남현욱\* · 김상엽\* · 김성철\*\* · 임태원\*\* · 한경섭\*\*\*

## Mechanical Properties and Fatigue Behavior of HTZ/AC8A Metal Matrix Composites

H.W.Nam\*, S.Y.Kim\*, S.C.Kim\*\*, T.Lim\*\* and K.S.Han\*\*\*

## Abstract

In this study, MMCs with low cost HTZ short fibers are fabricated and strength and fatigue behavior of HTZ/AC8A are compared with those of the conventional MMCs. To determine the sintering temperature of preform, compression tests for preform are performed. After sintering at 1200℃, the preform has good compressive strength and shows low deformation. MMCs are fabricated by the squeeze casting method and followed T6 heat treatments. Through room and high temperature tensile tests, the mechanical properties of HTZ/AC8A are compared with those of Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A and AC8A. At room temperature, tensile strength of HTZ/AC8A remains constant, but elastic modulus and high temperature strength are improved compared with the matrix alloy. Low strength of HTZ short fiber, non-homogeneous fiber size and relatively low aspect ratio enhance inferior effect compare with other high cost fibers. Fatigue tests are performed by the rotary bending fatigue machine at room temperature. Fatigue life of HTZ/AC8A is shorter than that of matrix alloy at high stress level, but longer at low stress level. Fatigue strength of HTZ/AC8A, Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A and matrix alloy are about 111, 166, 118, 80MPa, respectively.

## 초 록

본 연구에서는 저가의 HTZ 단섬유를 이용하여 금속복합재료를 제조하고, 이 재료의 기계적 특성과 피로 거동을 기존의 금속복합재료와 비교하여 연구하였다. 양호한 예비성형체의 제조 조건 확립을 위해 소결 온도에 따른 예비성형체의 압축시험을 수행하였다. 시험 결과 1200℃의 소결 온도에서 예비성형체의 변형이 적으면서도 충분한 압축강도를 지닌 예비성형체를 얻을 수 있었다. 예비성형체는 가압주조법을 이용하여 금속복합재료로 제조되었으며 T6열처리하여 시편을 제조하였다. 제조된 HTZ/AC8A는 상온 및 고온 인장시험을 통해 Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A 및 모재의 강도와 비교하였다. 상온 강도의 향상은 두드러지지 않았으나 탄성계수 및 고온인장강도는 모재에 비하여 향상되었다. HTZ/AC8A가 다른 금속복합재료에 비해 강도가 낮은 것은 HTZ 단섬유의 낮은 강도 외에도 불 균일한 보강재 크기, 상대적으로 적은 중

\* 포항공과대학교 기계공학과 대학원

\*\* 현대자동차 중앙연구소 재료연구팀

\*\*\* 포항공과대학교 기계공학과

형비(aspect ratio) 때문이라 사료된다.

피로 시험은 굽힘 피로 시험기를 이용하여 수행하였다. HTZ/AC8A의 경우 응력 수위가 높을 경우 모세에 비해 피로수명이 짧았으나, 응력 수위가 낮을 경우 모세에 비해 피로 수명이 길었다. HTZ/AC8A, Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A 및 모세의 피로 강도는 각각 111, 166, 118, 80MPa로 나타났다.

## 1. 서 론

금속복합재료는 그 동안 많은 연구결과를 바탕으로 내연기관 부품부터 우주, 항공 및 방위산업에서 이상적인 기능재로 각광을 받고 있을 뿐 아니라 기계 제조, 선박, 전기 및 전자 산업 등의 특수한 용도에 적합한 구조재료로서도 관심을 받고 있다[1-3]. 단섬유 보강 금속복합재료는 자동차 부품의 국소 보강용으로 가장 널리 사용되고 있는데, 경량화에 따른 엔진 출력 및 연비 향상은 물론 피스톤 헤드부의 top ring을 crown부 위에 가깝게 위치시킴으로써 배기가스를 줄일 수 있는 장점 등으로 인해 구미 일본 등의 선진국에서는 이미 실용화되어 사용 중이며, 국내 자동차업계에서도 엔진의 구동부품인 피스톤헤드 및 실린더 라이너 등에 적용시키려는 노력이 활발하게 진행되고 있다.

금속복합재료의 우수한 여러 특성에도 불구하고 높은 제조 단가로 인해 실용화에 어려움이 있다. 이것은 주로 보강재의 높은 가격 때문인데, 이러한 문제를 해결하기 위하여 기존의 Saffil 단섬유나 SiC를 대체하기 위해 보강재로 Alborex나 HTZ 단섬유들이 개발되고 있으며 실제로 이러한 재료들을 이용한 금속복합재료의 제조에 관한 연구들이 진행되고 있다[4-5]. 기존의 금속복합재료의 경우 피로에 관한 많은 자료와 연구 결과를 찾아 볼 수 있으나 새로운 보강재를 이용한 금속복합재료의 경우 제조나 기본 물성에 관한 몇몇 연구가 보고되고 있을 뿐 피로에 관한 자료들은 전무한 실정이다.

금속복합재료의 피로수명은 탄성률이 큰 보강재가 탄성률이 작은 기지금속의 변형률을 구속하는 잔류압축응력의 영향으로 인해 기지재에 비해 피로 수명이 향상된다는 결과를 발표하고 있으나[6-7] 금속복합재료의 복잡한 제조방법과 보강섬유와 기지재와의 결합 정도 및 표면 거칠기에 따라 피로강도가 기지금속과 비슷하거나 열악해진다는 상반된 연구보고도 있다[8].

최근 미국, 일본 등의 선진국은 물론 국내에서도 금속복합재료가 자동차 구동부품인 피스톤의 국소 보강용 대체재료로 활발하게 연구되고 있음을 고려할 때,

피스톤과 같이 장시간의 왕복운동으로 내피로성이 요구되는 구동부품의 경우 상온 및 고온에서의 기계적 성질과 피로수명의 규명은 응용부분에 대한 설계와 해석시 필수적으로 동반되는 요구사항이라 할 수 있다. 본 연구에서는 HTZ 단섬유를 이용한 금속복합재료의 상온 및 고온 강도를 인장 시험을 통하여 Alborex/Saffil/AC8A 및 Saffil/AC8A 금속복합재료와 비교 분석하였으며, 피로시험과 파면 분석을 통해 HTZ/AC8A의 피로 특성을 Alborex/Saffil/AC8A 및 Saffil/AC8A와 비교하여 연구하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 예비성형제 및 금속복합재료의 제조

예비성형제 제조법으로는 흡입성형법(suction forming), 가압성형법(press forming), 진공압 추출법(vacuum filtration forming)등이 있다[9-11]. 현재 가장 널리 사용되는 제조법은 진공압 추출법이다. 진공압 추출법은 보강재와 성형제 수용액에서 수분을 빠르게 제거함으로써 높이 방향으로 발생할 수 있는 보강재의 불 균일한 분포와 높이 방향의 부피분을 차이를 최소화시키는 방법이다. 복잡한 모양의 부품을 제조하는데 유리하여 널리 사용되고 있다[12-13]. 진공압추출법에 의한 예비성형제의 제조 인자로는 성형제의 종류 및 양, 수용액의 농도 등의 성형제 조건, 원하는 부피비로 제조하기 위한 보강재의 길이 및 중형비 등의 보강제 조건, 그리고 진공압, 수행시간 등의 성형조건이 있으며, 이외에도 건조와 소결 온도, 분위기 조건 등이 중요한 인자로 작용된다.

금속복합재료의 제조법에는 분말 야금법(Powder metallurgy), 가압용침법(Squeeze casting), 복합 주조법(Compocasting process)등이 있다[14].

분말 야금법은 휘스커나 단섬유 등의 보강재를 금속 분말과 균일하게 혼합하여 냉간 또는 열간 압축시킨 후 일정 시간동안 소결(sintering)하여 성형하는 방법이다. 분말 야금법에 의해 제조된 금속복합재료를 필요

에 따라 압연이나 압출 등의 2차 가공을 하여 기공을 감소시키고 균질한 조직을 갖게 함으로써 강도, 연신율 등을 증가시킬 수 있다.

가압용침법은 예비성형체에 용융된 금속을 가압하여 침투시킨 다음 응고함으로써 제조하는 방법이다. 기지 금속이 예비성형체 내부로 용침되는 동안 응고되는 것을 방지하고 보강재와의 접합성을 좋게 하기 위하여 적정 온도로 예비 성형체를 예열한다. 예열된 금형에 예비성형체를 장입하고 용융된 금속을 주입하여 가압하면 복합화가 이루어진다. 가압용침법은 복합화 공정이 비교적 간단하고, 제조원가가 저렴하며 목적하는 부분만을 국소 보강할 수 있는 등의 장점과 기존의 금속 제조에 사용되고 있는 가압 주조의 기술을 그대로 응용할 수 있고 대량 생산에 적합하다는 장점을 가지고 있다. 그러나 보강재의 부피분율이 커짐에 따라 액체 금속의 용침이 어려워지고 보강재의 파손과 가압에 의한 예비성형체의 수축 등이 문제점으로 남아 있다.

복합 주조법은 용융된 금속의 온도를 강화시켜 반고상화된 상태에서 기계적으로 교반시키면서 보강재를 투입하면 금속 기지와 보강재 사이의 상호 전단 작용에 의해서 분산이 되는 방법이다. 복합 주조법은 용융된 금속을 기계적으로 교반시키면서 보강재를 침투시키는 방법으로 세라믹 보강재와 기지 금속 사이의 젖음 성이 나쁘기 때문에 교반만으로는 보강재의 완전한 분산을 이루기 힘들고 보강재의 침가량에 제한을 받는다. 따라서 가압용침법이나 분말 야금법 등에 의하여 제조된 재료보다 낮은 물성을 가지게 된다. 이런 문제점을 해결하기 위해 압연, 압출 등의 2차 가공을 통해 기계적 성질을 향상시킬 수 있다.

## 2.2 피로 손상

### 가. 기지 손상(matrix damage)

피로 하중하에서 기지의 손상은 크게 균열 발생과 균열 성장의 두 단계로 나누어 설명할 수 있다. 초기에 기지재의 결합부분에서 균열이 발생하여 보강재와 만나게 될 때까지 성장하는데, 이 때 균열 끝단에서 보강재를 파괴할 만한 응력이 작용할 때까지 균열의 성장은 지연된다. 충분히 작은 변형을 내에서 피로하중을 받을 경우 균열은 기지재 내에서만 발생하고 단지 그 균열의 숫자만 증가할 뿐이다(dispersed matrix failure mode). 하지만 변형율이 커지면 보강재의 파단과 함께 기지 균열은 계속 성장하게 된다. 이 때 기지재와

보강재 사이의 젖음성(wettability)이 좋은 경우 균열은 그대로 진전되며, 기지재와 보강재 사이의 결합이 불충분할 때에는 기지와 보강재의 경계면을 따라 균열은 성장한다.

### 나. 보강재 손상(fiber damage)

일반적으로 높은 강성을 가지고 변형율이 크지 않은 보강재의 손상은 표면의 취약한 부분에서 균열이 발생하거나 기지균열의 끝단에서와 같이 응력 집중이 일어나는 곳에서 균열이 발생하여 곧바로 파단되는 양상을 보인다. 이 때 파단은 과응력 상태에서 순간적으로 발생한 정적 파단(static fracture)이라고 설명되어질 수 있으며 기지재의 상태에 영향을 받는다. 즉, 기지재가 손상되지 않은 상태에서 파단된 경우와 기지균열 끝단에 위치하여 응력 집중을 받은 경우 그 파단 양상이 달라 질 수 있는데, 일반적으로 복합재료에서는 이런 예가 혼합되어져 나타나는 것이 대부분이다.

### 다. 경계면 손상(interfacial damage)

이에 대해서는 금속복합재료의 경계면 손상에 관한 연구는 아직 미흡한 실정으로 잘 알려져 있지 않다. 간단한 예로 앞서서도 서술했던 바와 같이 보강재의 길이 방향으로 성장하는 균열은 바로 경계면 손상으로 발전한다는 것은 쉽게 예측할 수 있다.

## 2.3 피로수명 예측 이론

복합재료의 피로파괴 형태는 단상 재료(monolithic material)의 경우처럼 단순하지 않고, 많은 균열의 형성과 합체에 의해 이루어지므로 통계적 또는 확률적인 거동해석이 필수적이다. 따라서 초기의 많은 연구에서는 웨이블 분포 또는 무차원 대수분포 등의 통계학적인 방법을 이용하거나, 금속재료에 잘 알려진 피로수명 예측식인 Basquin's Power Law, S-N curve, 그리고 Coffin, Manson의 실험식 등으로 피로수명을 나타내었다.

재료가 단일 하중을 받을 때의 피로 수명을 예측하기 위해서는 하중조건과 물성 등의 함수로 표시되는 하나의 식이 필요하며, 복합하중(multi load)을 받는 경우의 수명은 하중주기를 포함하는 손상함수를 정의함으로써 쉽게 예측될 수 있다. 현재까지 복합재료의 피로수명의 예측은 주로 고분자 복합재료를 이용한 잔류강도 저하모형과 잔류 강성 저하 모형에 관한 다양한 연구 결과가 발표되었다.

Hahn등[15]과 Yang등[16]과 Chou와 Croman[17]은 정적 강도와 피로수명이 웨이블 분포에 잘 따른다는 가정을 세우고, 통계학적인 피로수명과 잔류 강도에 관한 연구를 하였다. Hahn등은 정적 강도가 클 수록 피로수명이 길다는 가정(strength-life equal rank assumption)을 세우고, 실험적으로 증명하였다. 또한, 변화율 형태의 비선형 잔류강도 저하식을 소개하고, 정적강도분포와 잔류강도가 일정한 응력값에 도달 하였을 때 파괴가 일어난다는 기본 가정을 이용하여 피로 수명 분포를 유도하였다. Yang등은 비선형 잔류 강도 저하 모형을 세우고 다양한 실험조건에서의 타당성을 보였으며, Chou와 Croman은 sudden-death모형을 제안하였다. 이 두 모형의 중요한 차이는, 잔류강도 저하모형에서는 잔류강도가 피로수명의 함수가 되어 일정하게 감소한다는 가정을 사용한 반면, sudden-death모형에서는 강도가 현저하게 감소하는 마지막 몇 주기까지는 반복 하중에 의한 강도의 변화가 없다는 가정을 사용한 점이다. 이상의 강도저하 모형은 다중 응력 수위의 피로 예측은 가능하지만 해석적 방법으로는 구하기 어려운 강도 의존 모수로 표시되는 식이기 때문에 일정 응력 수위의 피로수명 예측은 불가능하다.

피로주기 중의 잔류강도 저하의 연구와 거의 시대를 같이 하여 강성 저하에 관한 연구가 시작되었다. Hahn과 Kim[18]과 O'Brien과 Reifsnider[19]는 피로하중에 의해 기울기 계수(secant modulus)의 저하가 발생함을 관찰하였다. Wang과 Chim[20]은 탄성계수 저하에 관한 연구를 하였으며, 피로 손상을 탄성계수의 함수로 정의하였다. 그리고 피로 손상의 변화율은 피로 주기와 손상함수인 매개변수의 power law형태로 표시될 수 있다는 가정으로부터 이론적인 피로수명식을 유도하였다. 그러나 손상함수로 가정된 매개변수를 결정하기가 어렵기 때문에 피로수명을 계산하는 목적으로 이 식을 직접 사용하기는 곤란하다.

Reifsnider와 Stinchcomb[21]는 Critical-Element를 고려한 잔류 강도 모형으로부터 잔류강도와 피로수명을 예측하기 위한 기초적 연구를 하였다. 가한 하중의 상태에 따라 변하는 재료 내부의 응력상태의 변화과정을 누적 손상으로 정의하고 그 변화량을 계측하는 매개변수로서 강성저하를 택하였다. 연구 결과로부터 도입한 개념의 유용성을 확인하였으나, 아직 별다수 후속 연구는 발표되지 않았다.

Tsai 등[22]은 변형률만으로 표시되는 손상모형을 세우고, 경계조건을 적용함으로써 피로 수명을 예측하

였다. Lin[23]은 강성 저하를 이용하여 손상 과정을 세 단계로 구분하여 설명하고, 금속복합재료에서의 피로 균열 진전과 복합재료에서의 손상 누적 법칙을 상사시킴으로써 복합재료의 강성저하를 피로주기의 변화를 형태로 나타내었다. 이 새로운 접근 방법에 의한 결과는 Beaumont등[24]의 결과식과 거의 일치하고 있다. Rotem과 Nelson[25]은 실험을 통하여 피로주기에 따라 잔류강도의 변화는 거의 없다가 주기의 마지막 부분에서 급격히 저하하며, 모든 응력 수위와 적층 구조에 대하여 2-3단계로 특징 지워지는 강성 저하 현상을 설명하였다. 그리고 강성저하의 관측에 의하여 각 시편의 피로수명과 잔류강도를 예측하는 간단한 방법을 보였다. Yang[26]등은 피로하중 하에 있는 복합재료의 잔류 강도의 통계적인 분포를 예측할 수 있는 강성저하모형을 세운 뒤, 선형 회귀 분석과 Bayesian접근에 의해 풀어서 실험결과와 잘 일치함을 보였다. Hwang과 Han[27]은 피로 계수의 개념을 소개하고, 피로 계수 저하율로부터 단일응력의 피로수명을 예측식을 구하였다. 그리고 피로 계수와 함변형률을 이용한 피로누적손상 모형으로부터 다중응력 수위의 피로수명 예측을 하였다.

Rotem[28]은 피로 강도와 파단 양상에 대한 평균 응력의 영향을 나타내는 fatigue envelope개념을 소개하였고, 인장-인장, 압축-압축 피로거동에 기초를 두고 임의의 응력비에서의 S-N곡선을 예측하는 연구를 하였다.

본 연구에서는 S-N곡선을 금속복합재료의 피로 수명 예측식으로 사용하였다. 이는 잔류 강도나 잔류 강성 저하 모형을 사용하기 위해서는 응력-변형률이 동시에 얻어 져야 하는데, 본 실험에서는 굽힘 피로 시험기(Rotary bending fatigue machine)를 이용하였기 때문에 변형율의 측정이 불가능하여 상기 모형을 적용하기 힘들고 S-N곡선이 일반 금속 재료뿐만 아니라 금속복합재료에도 잘 적용이 되기 때문이다.

### 3. 실험 방법

#### 3.1 사용 재료

이번 연구에 사용한 재료로는 기지재로서 AC8A, 보강재로서 알루미늄(Saffil)와 알보렉스(Alborex, Shikoku Kasei), HTZ(금강(주))를 사용하였다.

Al-Si-Cu-Ni-Mg계의 AC8A는 불순물에 의한 물

Table 1. Chemical compositions of Al alloy

Material	Chemical composition(w/o)									
	Si	Cu	Mg	Ni	Fe	Mn	Zn	Ti	Pb	Al
AC8A	12.7	1.1	0.9	1.57	0.8	0.1	0.12	0.15	0.04	Rem.

Table 2. Mechanical property and heat treatment condition of AC8A Al alloy

Material	Mechanical property		Heat treatment condition(T6)	
	T.S(MPa)	Elong.(%)	Solution H.T.	Precipitation H.T.
AC8A	275	1	510℃ for 4hr	170℃ for 7hr

Table 3. Specification of various short fiber

Material	Density (g/cm <sup>3</sup> )	Diameter (μm)	Length (μm)	Tensile strength(GPa)	Modulus(E) (GPa)
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (Saffil)	3.3	3.0	150	2.0	310
9Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> · 2B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3.0	1	30	7.8	394
HTZ	2.7	3.5	150	1.4	100

성의 저하가 적으며, 내열성, 내마모성이 우수하고 열팽창계수가 낮고 인장 강도가 다른 알루미늄합금보다 높아 자동차 및 디젤기관의 피스톤, 선박용 피스톤으로 사용되고 있다. Table 1, 2는 이들 알루미늄 합금에 관한 화학적 성분과 기계적 성질을 나타낸 것이다. 보강재로 사용되는 알루미늄은 ICI사의 Saffil 알루미늄 RF grade의 단섬유로서 δ-결정상이며 알보렉스는 직경 0.5-1.0μm, 길이 10-30μm의 단결정 9Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> · 2B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 휘스커이며, 국산 HTZ는 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-46.9% SiO<sub>2</sub>-22.3%ZrO<sub>2</sub> 로서 평균섬유직경이 6μm이며 인장강도가 1.4GPa인 매우 경제적인 단섬유이다. 이들 보강재에 관한 사양 및 기본물성은 Table 3에 나타내었다.

### 3.2 금속복합재료의 제조

#### 3.2.1 예비성형체의 제조

• Alborex/Saffil-예비성형체 : 알보렉스(Alborex)와 Saffil을 3:1의 부피비로 혼합한 slurry를 3분간 교반한 다음 무기 바인더(silica)와 유기 바인더(starch)를 첨가하여 교반하였다. 이 때 무기 바인더의 양은 3%를 사용하였으며 유기 바인더는 0.1% 첨가하였다. 아세트산을 이용하여 PH를 9로 조절하였다. 제조된 예비성형체는 초음파 건조기를 이용하여 수분을 제거하였다. 이런 예비성형체는 1100℃의 전기로에서 2시간 건조시켰다.

• HTZ-예비성형체 : 부피비(15%)를 만족하도록 보강재를 증류수와 교반한 후 Alborex/Saffil-예비성형

체에서와 마찬가지로 무기바인더 3%, 유기바인더 0.1%를 사용하였다. 제조된 예비성형체는 초음파 건조기를 사용하여 완전히 물기를 제거한 후 1100℃와 1400℃사이 조건으로 전기로에서 3시간 건조시켰다.

• Saffil-예비성형체 : 부피비(15%)를 만족하도록 보강재를 증류수와 교반한 후 무기바인더 5%를 첨가하였다. 제조된 예비성형체는 초음파 건조기를 사용하여 완전히 물기를 제거한 후 1000℃의 전기로에서 3시간 건조시켰다.

#### 3.2.2 가압주조법

금속복합재료의 제조는 용탕 주조법을 이용하였다. 질소 분위기에서 780℃에서 용해시킨 다음 450℃로 예열된 금형과 예비성형체를 이용하여 금속복합재료를 제조하였다. 이때 가압 속도는 2cm/sec와 가압력은 25MPa를 사용하였으며, 60초 동안 압력을 가하였다. 제조된 금속복합재료는 T6 열처리(solution heat treatment : 510℃, 4hr) 수행하였다. AC8A와 금속복합재료의 T6 열처리 중 시효 처리 시간은 각각 8시간, 6시간으로 하였다.

### 3.3 예비성형체의 압축시험

예비성형체의 압축 시험에 사용된 시편은 가로 세로 각각 2cm의 크기를 가지도록 제작하였다. 각각 다른 온도에서 소결시킨 예비성형체에 대하여 2-3회씩 수행하였다. 시험기는 만능시험기(UTM : Shimadzu, 5ton)를 이용하였으며, 시험 속도는 0.05%/초 수행하였다.

#### 3.4 인장 시험

인장 시험에 사용된 시험편은 제조된 잉곳의 가압 방향으로부터 수직한 면에서 채취하여 ASTM E8을 기초로 물림부만 수정하여 제작하였다. 최종 시험에 사용된 시편은 T6 열처리 하였다. 인장 실험은 상온에서 MTS (100KN, USA)를 이용하여 0.1KN/sec의 하중 제어로 수행하였으며, 이 때 연신율의 측정은 10mm의 gage length를 갖는 Extensometer (USA)를 사용하였다. 그리고 인장 시험은 각각 3개의 시험편을 준비하여 산술 평균하였다. 자세한 형상과 치수는 Fig.1 (a)에 나타내었다.

#### 3.5 피로 시험

피로 시험에 사용된 시편은 홈이 있는 원형 시편 (Grooved round bar specimen)을 사용하였으며,

Fig. 1 (b)에 나타내었다. 이것은 한정된 크기의 금속 복합재료에서 피로 시험시 공진에 의한 미끌어짐을 방지할 수 있는 충분한 물림부를 확보하기 위하여 이러한 시편을 선택하였다. 피로 시험은 상온에서 회전 굽힘 피로시험기(Rotary bending fatigue testing machine, Shimadzu Co. Model H5)를 이용하였으며, 피로 시험은 20Hz의 피로주기로 수행하였다. 작용 응력은 인장 강도의 70%정도에서 부터 피로 한도(fatigue limit)까지 감소시키면서 수행하였으며, 표면은 NC에서 미세 가공하여 조도를 일정하게 유지시켰다. 또한 고주기 피로(high cycle fatigue) 수명은 일반적으로  $10^6$ 사이클 이상으로 규정하고 있는데, 본 연구의 피로한도는  $10^7$ 사이클을 기준으로 수행하였다. 시험 후 파단면의 미세 조직적 분석을 위해서 주사전자현미경(SEM)을 이용하였다.

#### 4. 결과 및 고찰

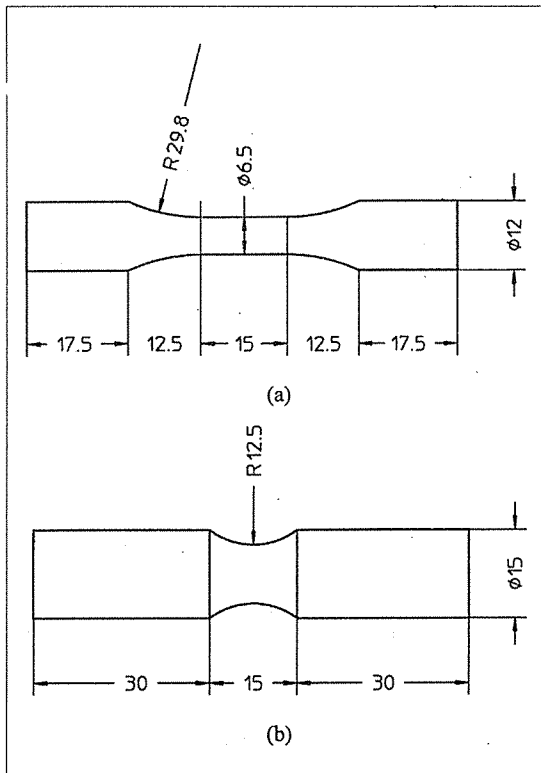


Fig. 1. Dimension of (a) tensile and (b) fatigue specimen at room temperature

#### 4.1 예비성형체

양호한 예비성형체 제조에 있어서 중요한 인자로 수분 제거 방법과 바인더의 양과 종류를 들 수 있다. Alborex/Saffil 예비성형체의 경우 이전의 연구[4]에서 무기 바인더 3%, 유기 바인더 0.1%, PH 9, 소결 온도 1100℃의 조건으로 양호한 예비성형체를 얻을 수 있었기 때문에 본 연구에서도 같은 조건으로 예비성형체를 제조하였다. 제조된 예비성형체의 SEM 사진을 Fig. 2에 나타내었다.

Fig. 2의 (a)의 경우 200배로 확대한 사진이며, (b)의 경우 500배로 확대한 사진이다. 크게 보이는 단섬유가 Saffil 단섬유이며 작게 보이는 것이 Alborex 단섬유이다. 이 두 가지 단섬유 모두 비교적 균일한 크기를 가졌으며 Saffil 및 Alborex가 골고루 잘 분포되어

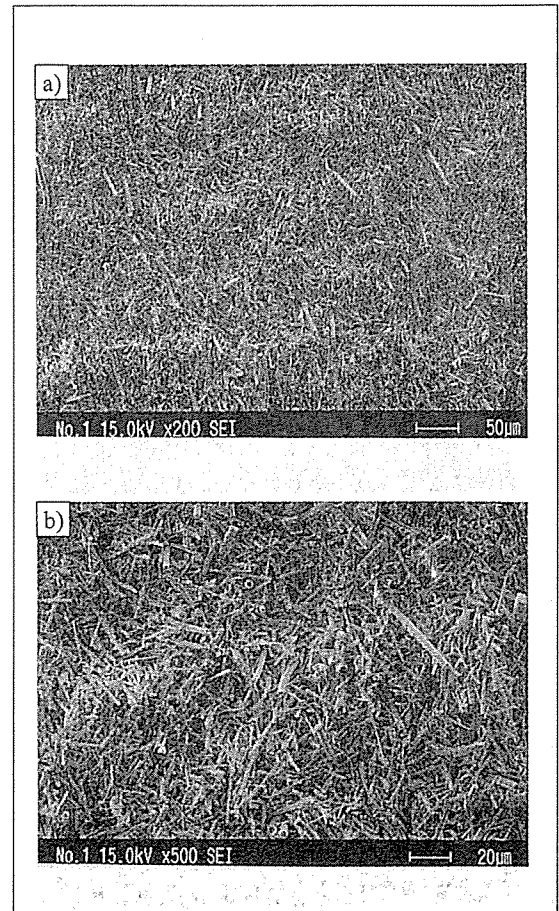


Fig. 2. SEM photographs of preform of Alborex/Saffil  
a) overall view, b) high magnification

있음을 확인할 수 있다.

Fig. 3에 HTZ 예비성형체의 SEM 사진을 나타내었다. HTZ 단섬유만을 사용하였음에도 불구하고 Alborex/Saffil 예비성형체에 비하여 단섬유의 길이나 직경들이 상당히 차이가 남을 볼 수 있으며, 손상된 단섬유도 상당히 발견되었다. 이런 단섬유 크기의 차이나 손상 등은 금속복합재료의 물성에도 영향을 줄 수 있으므로 개선되어야 할 점으로 생각된다. HTZ를 이용한 예비성형체의 경우 Alborex/Saffil을 이용한 금속복합재료와 동일한 조건의 바인더와 소결 조건으로 제조하여 압축시험을 한 결과 압축강도가 Alborex/Saffil을 이용한 금속복합재료에 비하여 상당히 떨어지는 점이 문제가 되었다. 예비성형체의 압축 강도는 예비성형체를 자체의 성형성 향상과 금속복합재료 제조시 형상 유지에도 영향을 미치는 것으로 사료됨으로 예비성형체의 압축 강도를 향상시키는 것은 여러 가지로 바

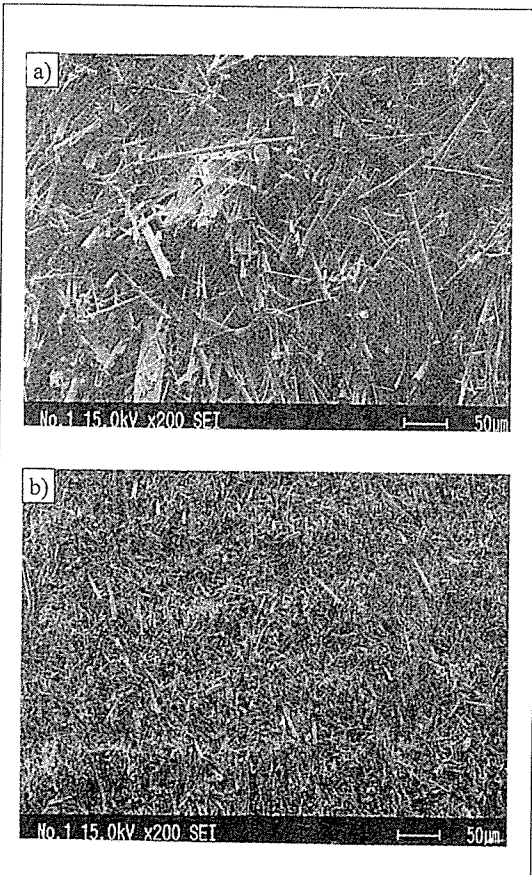


Fig. 3. SEM photographs of preform of a) HTZ, b) Alborex/Saffil

람직하다. 이전 연구 결과에서[4] Alborex/Saffil 예비성형체의 경우 소결 온도 상승으로 상당한 압축 강도의 향상을 볼 수 있었으나, HTZ 예비성형체의 경우 별다른 압축 강도의 향상을 얻지 못하였다. 이런 원인으로 지적된 것이 HTZ 예비성형체의 경우 1100℃라는 소결 온도가 어떤 임계점을 넘지 못하였기 때문이라 사료되어 본 연구에서는 이러한 HTZ 예비성형체의 소결 온도를 1100℃에서 1400℃까지 변화시키면서 시험을 수행하였다.

Fig. 4에 압축 시험의 결과를 나타내었다. 소결 온도를 상승시킬수록 예비성형체의 압축 강도는 향상이 되었으나 Alborex/Saffil 예비성형체와 같은 급격한 향상은 없었다. 소결 온도 상승에 따른 부작용의 하나로 예비성형체의 변형이 심해지는 것을 볼 수 있었다.

Fig. 5에 소결 온도에 따른 예비성형체의 사진을 나타내었다. 1200℃에서는 그렇게 변형이 심하지 않았으나 그 이상의 온도에서는 상당히 변형이 많이 발생하였다. 따라서 본 연구에서는 예비성형체의 변형이 없고 압축 강도도 상대적으로 높아지는 1200℃를 HTZ 예비성형체의 소결 온도로 결정하였다.

앞에서도 언급하였듯이 예비성형체 압축 강도를 가능한 높이는 것이 바람직한데, HTZ 단섬유의 경우 보강재 자체가 다른 보강재에 비해 낮은 온도에서 많은 변형이 발생하게 됨으로 소결 온도 상승보다는 다른 방법에 의해 예비성형체의 압축 강도를 향상시켜야 한다고 사료된다. 일반적으로 무기 바인더를 증가시키면

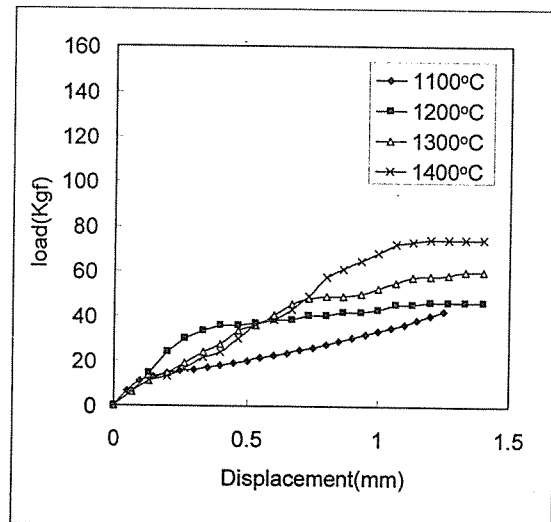


Fig. 4. Compressive curve of HTZ preform varied with sintering temperature

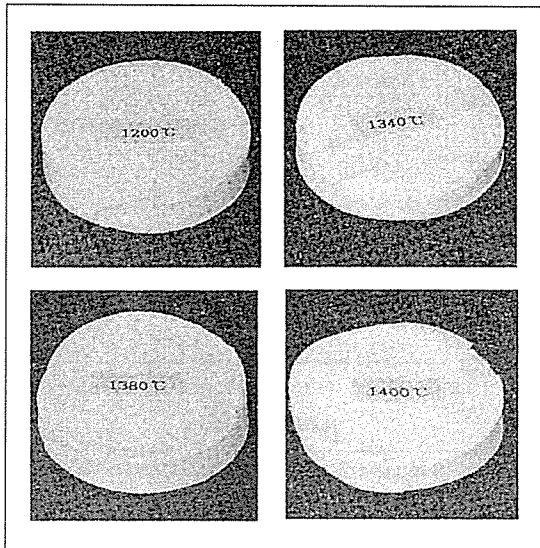


Fig. 5. Deformation of preform varied with sintering temperature

예비성형체의 압축강도가 향상되지만 무기 바인더가 금속복합재료의 내부에서 손상(Defect)으로 작용할 가능성이 높아짐으로 무기 바인더를 증가시키기보다는 다른 보강재와 혼합(Hybrid)으로 사용하는 것이 바람직하다.

#### 4.2 인장 시험

제조된 금속복합재료로부터 인장시험에 사용할 시편을 채취한 후 T6 열처리하였다. Fig. 6에 각 재료의 인장 강도를 나타내었다. Alborex/Saffil/AC8A의 인장 강도가 가장 높게 나타났으며, 고온 인장강도 역시 이 재료가 가장 높게 나타났다. HTZ/AC8A의 경우 상온 인장 강도는 Saffil/AC8A보다는 물론 AC8A 모재보다 미미하지만 떨어졌다.

Fig. 7에 Alborex/Saffil과 HTZ 섬유를 이용하여 제조한 금속복합재료의 온도에 따른 인장 시험 결과를 나타내었다. Alborex/Saffil을 이용한 복합재료의 경우 기존의 Saffil 단섬유만을 사용한 복합재료와 거의 대등한 인장 강도를 가지는 것으로 나타났다. 특히 고온으로 갈수록 우수한 특성을 보였다.

HTZ 단섬유를 사용한 경우는 상온 인장 강도는 기지재보다 오히려 떨어졌다. 그러나 고온으로 갈수록 우수한 물성을 보였다. 고온(250℃)에서 상온 인장 강도의 75%정도를 유지하였으며, 이는 Saffil 단섬유만을 사용한 복합재료가 고온에서 가지는 강도에 필적하는

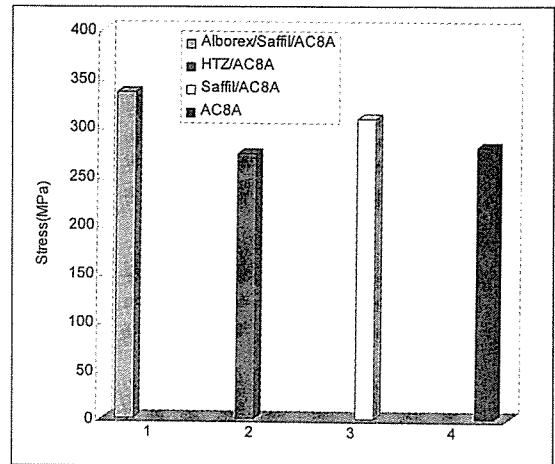


Fig. 6. Tensile strength of various metal matrix composites

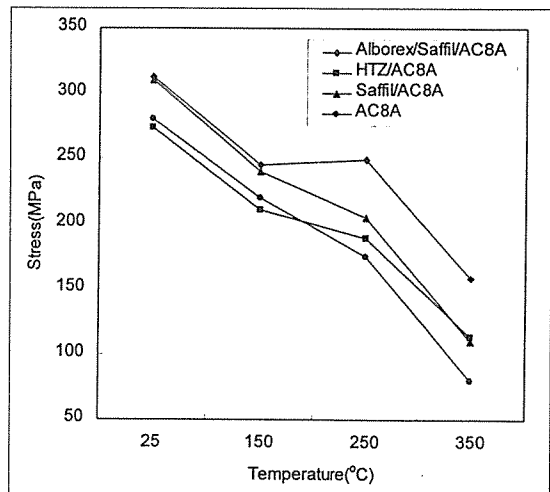


Fig. 7. Effect of testing temperature on tensile strength

것이다.

HTZ 단섬유를 이용한 금속복합재료의 인장 강도 향상이 두드러지지 않는 원인을 아래에 있는 Shear-lag 모델로부터 유도된 단섬유 보강 금속복합재료의 인장 강도 예측식에서 원인을 찾을 수 있다.

$$\sigma_c = C\sigma_{uf}V_f\left(1 - \frac{\sigma_{uf}d}{2l\sigma_{ym}}\right) + \sigma_m^*(1 - V_f)$$

여기서는  $\sigma_c$ ,  $\sigma_{uf}$ ,  $V_f$ ,  $\sigma_m^*$ ,  $\sigma_{ym}$ ,  $d$ ,  $C$ 는 각각 복합재료의 강도, 보강재의 강도, 보강재의 부피분율, 보강재의 파단변형율에서의 기지재에서의 응력, 기지재의 항

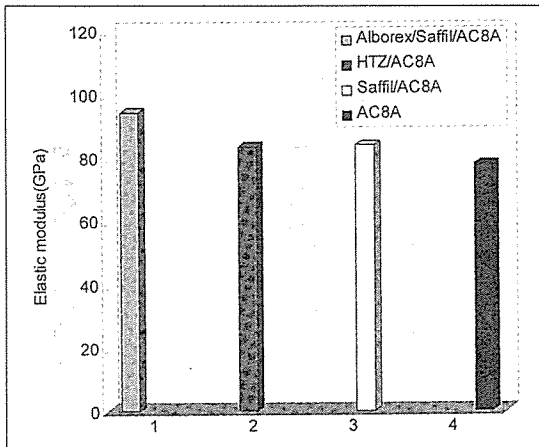


Fig. 8. Elastic modulus of various metal matrix composites

복 응력, 보강재의 직경 그리고 계수를 나타낸다. 여기서 금속복합재료의 강도에 중요하게 영향을 미치는 것이 단섬유의 종횡비이다. 단섬유의 표면 상태, 계면에서의 강도 등에 따라 응력 전달이 달라 질 수 있으나 종횡비가 클수록 전단 응력에 의한 응력 전달이 커지게 된다. HTZ 단섬유는 Fig. 3에서 보이는 바와 같이 단섬유의 크기가 상당히 많이 차이가 있으며, 종횡비가 작은 단섬유들이 많이 발견된다. 이러한 단섬유들이 금속복합재료 물성에 적지 않은 영향을 주고 있고, 또 이 단섬유 자체의 물성 또한 상당히 다른 보강재에 비하여 떨어짐으로 이 단섬유를 이용한 금속복합재료의 물성이 저하되었다고 사료된다. 따라서 이 단섬유를 이용한 금속복합재료의 물성을 향상시키기 위해서는 단섬유의 종횡비를 크게 하는 동시에 단섬유의 크기를 가능한 균일하게 만들어 주는 것이 필요하다 사료된다.

Fig. 8에는 각 재료의 탄성 계수를 나타내었다. 탄성 계수 역시 인장 강도의 경우와 비슷한 경향을 나타내었다. 즉, Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A, HTZ/AC8A, AC8A의 순으로 나타났다. HTZ/AC8A의 경우 인장 강도와는 달리 탄성계수는 Saffil/AC8A에 필적할 정도로 향상이 되었다. 금속복합재료의 탄성 계수가 향상되는 이유는 인장 강도의 향상 이유와 거의 유사하다. 다만 인장 강도의 경우 기지재가 완전히 소성 될 때까지 변형을 주기 때문에 기지재와 보강재가 분리(debonding) 또는 뽑힘(pull out)이 발생하긴 하지만 탄성계수는 탄성 영역까지 변형을 가함으로 인해 인장강도의 경우처럼 물성의 저하 요인이 없기 때문에 탄성 계수가 높아진다고 사료된다.

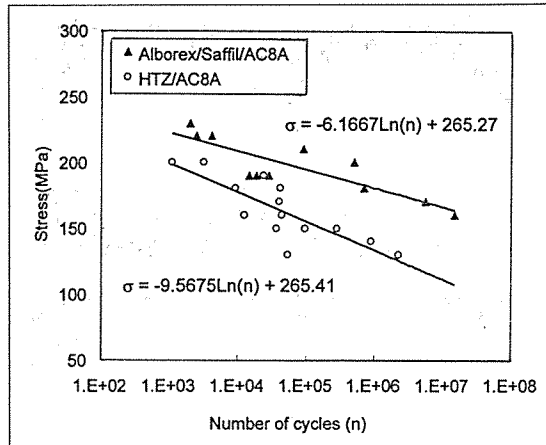


Fig. 9. S-N curve of Alborex/Saffil/AC8A and HTZ/AC8A

HTZ/AC8A의 경우 고온 인장 강도와 탄성 계수 등에서 우수한 물성을 보여주고 있으며 좀 더 개선하기 위해서는 앞에서도 언급하였듯이 종횡비를 크게 하는 것이 바람직하다 사료된다.

#### 4.3 피로 시험

피로 시험은 굽힘 피로 시험기(Rotary bending fatigue machine)를 이용하였으며 충분한 물립부를 확보하기 위하여 홈이 있는 원형 시편(Grooved round bar specimen)을 사용하였다. Fig. 9에 피로 선도를 나타내었다.

인장 강도에서와 마찬가지로 Alborex/Saffil/AC8A가 HTZ/AC8A보다 좋은 것으로 나타났다. 각각의 S-N 선도는 다음과 같이 나타났다.

$$\text{HTZ/AC8A : } \sigma = -9.57 \ln(n) + 265.41$$

$$\text{Alborex/Saffil/AC8A : } \sigma = -6.17 \ln(n) + 265.27$$

$$\text{Saffil/AC8A : } \sigma = -14.47 \ln(n) + 329.82$$

$$\text{AC8A : } \sigma = -15.71 \ln(n) + 331.1$$

Fig. 9에서 Alborex/Saffil/AC8A의 직선의 기울기가 HTZ/AC8A의 경우에 비하여 작음이 관찰된다. 이는 일반적으로 구조물에 응용되어지는 저응력에서의 피로 저항성이 Alborex/Saffil/AC8A가 우수하다는 것을 의미한다. 피로한도를  $10^7$  주기로 정의한 본 연구

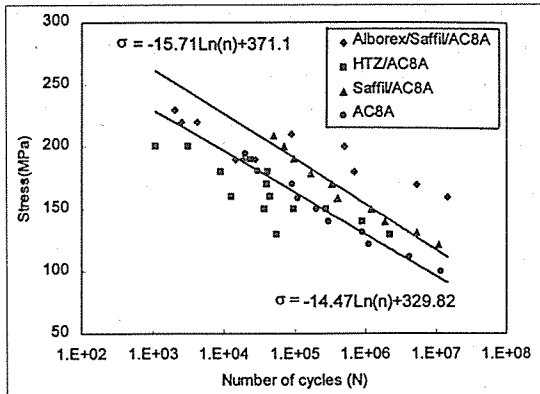


Fig. 10. Relations with stress and number of cycles for various metal matrix composites

에서는 HTZ/AC8A, Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A, 모재의 경우 각각 111, 166, 118, 80MPa로 나타나 Alborex/Saffil/AC8A의 피로 강도가 HTZ/AC8A의 피로 강도가 50%정도 높음을 알 수 있다. 이것은 단섬유 자체의 물성 낮은 원인 이외에도 단섬유의 종횡비가 작고 단섬유의 크기가 균질하지 않다는 점들이 그 원인으로 지적된다.

일반적으로 단섬유보강 금속복합재료는 피로하중하에 놓일 경우, 보강재의 피로손상(fatigue damage)이 발생한다. 또한 상대적으로 취약한 부분인 보강재와 기지재의 접합부분에서 응력 집중(stress concentration)이 일어나며 그에 기인한 분리(debonding)현상 등은 재료의 미시적이 관점에서의 균열의 원인이 되고 금속복합재료의 강도를 저하시키는 요인이 될 수 있다. 반대로 기지재인 알루미늄합금에서 축적된 전위의 증가에 기인한 주기적 경화현상이 금속복합재료의 강도 상승에 주된 인자로 작용한다. 본 연구에서는 기지재에 비하여 금속복합재료의 피로 특성이 향상된 것으로 미루어 후자의 인자가 더 지배적으로 작용한 것으로 사료된다.

Fig. 10에 본 연구에서 수행된 피로 시험의 결과를 이전에 연구된 결과[29]와 비교하였다. 이전에 수행되었던 피로 시험의 시험편과 본 연구의 피로 시험편의 형상이 동일하지 않기 때문에 응력 집중 계수(Kt)를 고려해야 한다. 피로 시험편의 치수 및 형상에 따른 응력 집중 계수를 구해보면 대략 1.4로서 두 피로 시험편에서 동일하게 나타난다[30]. 따라서 Fig. 10에서는 실험치의 수정 없이 일대일로 비교하여 나타내었다. 피로특성 역시 Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A가 우수하

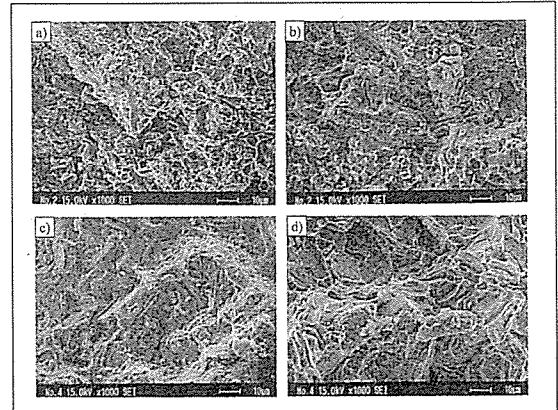


Fig. 11. Fatigue surface of Alborex/Saffil/AC8A a) fatigue crack propagated b) not propagated and HTZ/AC8A c) fatigue crack propagated d) not propagated

게 나타났으며, HTZ/AC8A의 경우 응력 수위가 높을 경우 기지재에 비하여 피로 수명이 짧게 나타났지만 응력 수위가 낮을 경우 피로 수명이 길게 나타났다. 이것은 Alborex 단섬유가 종횡비는 Saffil 단섬유와 비슷하지만 강도가 3배정도 높기 때문이며, HTZ 단섬유의 경우 강도 및 종횡비 측면에서 다른 보강재에 비해 좋지 않기 때문에 이러한 결과를 보였다고 사료된다.

Fig. 11에는 Alborex/Saffil/AC8A와 HTZ/AC8A의 피로 파면을 나타내었다. Fig. 13의 (a)와 (b)에 있는 Alborex/Saffil/AC8A의 경우에는 HTZ/AC8A 경우보다 덩플들의 크기가 작으며 보강재의 뽑힘(Pull out) 현상은 거의 발견되지 않고 주로 보강재의 파단이 두드러졌다. 이 사실로부터 금속복합재료에서 기지재인 알루미늄합금과 보강재인 세라믹 섬유간의 결합이 양호하게 이루어졌음을 알 수 있다. HTZ/AC8A의 경우 피로 하중에 의한 striation이 많이 관찰되었으나 Alborex/Saffil/AC8A의 경우 비교적 적게 관찰되었다. 이것은 HTZ 단섬유의 크기가 Alborex 단섬유에 비해 상당히 크기 때문에 덩플의 크기가 크고 그 만큼 기지재만 존재하는 부분이 상대적으로 많기 때문이라 사료된다. 피로가 진행되지 않은 파면은 인장 파면에서와 마찬가지로 미세하게 발생된 기공이 성장, 합체의 과정을 통해 재료가 파괴된 흔적들을 보였다. 높은 피로 하중을 가한 경우에 비해 낮은 피로 하중을 가한 경우 피로 균열 전파 영역이 상당히 넓게 나타났으며, 이것은 가하는 피로 응력의 크기에 따라 피로 균열 전파 영역이 상당히 달라진다는 것을 의미한다.

## 5. 결 론

1) HTZ 단섬유를 이용한 예비성형체를 소결 온도에 따라 압축 시험을 수행하였으며, 소결 온도는 1200°C가 적당하다 사료된다. 소결 온도에 상승에 따라 압축 강도는 향상되었으나 매우 높은 소결 온도에서는 예비성형체의 변형이 문제가 되었다. HTZ 예비성형체의 압축 강도 향상을 위해서는 무기 바인더의 증가 또는 소결 온도의 상승보다는 다른 보강재와 혼합하여 강도 향상을 도모하는 것이 바람직하다고 사료된다.

2) HTZ/AC8A의 경우 상온 인장 강도의 향상은 두드러지지 않았으나, 탄성 계수 및 고온 인장 강도의 경우 상당히 향상되었다. HTZ 단섬유 크기의 불균일성과 상대적으로 적은 aspect ratio는 HTZ/AC8A의 인장 강도를 저하시키는 역할을 함으로, 강도 향상을 위해서는 HTZ 단섬유의 크기를 균일하게 하는 동시에 종횡비(aspect ratio)를 크게 하는 것이 필요하다.

3) 피로 특성은 HTZ/AC8A의 경우 기지재와 비슷하였으며, Alborex/Saffil/AC8A가 가장 우수하였다. 피로 한도를  $10^7$ 한 경우 피로 강도는 HTZ/AC8A, Alborex/Saffil/AC8A, Saffil/AC8A 및 모재의 경우 각각 111, 166, 118, 80MPa로 나타났다.

## 후 기

본 연구는 한국과학기술연구원의 경량 금속 복합재료 개발(VI)의 위탁연구로 수행되었으며 이에 관계자분들께 감사드립니다.

## 참 고 문 헌

1. 임홍준, 김영한, 한경섭, "Al/SiC/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 복합재료의 기계적 성질 및 마멸특성", 대한기계학회, 제 17권 제 10호, 1993, pp. 2489-2508
2. Suresh, K.V. and John, L.D., "Performance characteristics of metal ceramic composites made by the squeeze casting process", Ceram.Eng.Proc., Vol. 9, 1988, pp. 579-596
3. Clyne, T.W. and Manson, J.F., "The squeeze infiltration process for fabrication of metal matrix composites, Metallurgical Transaction A, Vol. 18A, 1987, pp. 1519-1530
4. 남현욱, 전호찬, 민병렬, 한경섭 "예비성형체 및 금속복합재료에 미치는 바인더의 영향에 관한 연구", 대한기계학회 추계학술대회 논문집 A, 1997, pp. 233-238
5. 강성민, 김상석, 최일동, 박익민 "용탕단조한 AC4A/(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub>-ZrO<sub>2</sub>)sf+(Al<sub>18</sub>B<sub>4</sub>O<sub>33</sub>)w 하이브리드 금속복합재료의 제조 및 특성", 한국복합재료학회 추계학술대회 논문집, 1996, pp. 128-134
6. Hurd, N.J. "Fatigue Performance of Alumina Reinforced Metal Matrix Composites", Materials Science and Technology, Vol. 4, pp. 513-517
7. Myers, M.R. and Chi, F. "Factor Affecting the Fatigue Performance of Metal Matrix Composites for Diesel Pistons, " SAE Technical Paper Series, No.910833
8. Masuda, C. and Tanaka, Y. "Fatigue Properties and Fatigue Fracture Mechanisms of SiC Whiskers or SiC Particulate-Reinforced Aluminum Composites," J. of Material Science, Vol. 27, pp.413-422
9. Moustafa, S.F. and El-Bassouni, T.A., "Squeeze casting of  $\alpha$ -alumina fiber containing Al-22% Si composite, APSFS, 1993, pp. 43-46
10. Clyne, T.W. and Bader, M.G., "Analysis of a squeeze infiltration process for fabrication of metal matrix composites, ICCM V, 1986, pp.755-771
11. Maxwell, P.B., Martins, G.P., Olson, D.L. and Edwards, G.R., "The infiltration of aluminum into silicon carbide compacts", Metallurgical Transaction B, Vol. 21B, 1990, pp. 475-485
12. Fukunaga, H., Goda, K. and Kurita, Y., "Strength and reliability of silicon carbide reinforced aluminum composites by squeeze casting including a vacuum system," ICCM VI, Vol.2, 1987, pp.362-371
13. Das, A.A. and Clegg, A.J., "Enhancement in the properties of squeeze cast Aluminum magnesium alloy containing alumina fiber," Cast Reinforced Metal Composites, ASM, 1988,

pp.217-224

14. 한경섭, 김영한, "금속복합재료의 제조 및 응용", 대한기계학회지, 제32권, 제1호, 1992, pp. 46-56

15. Hahn, H.T. and Kim, R.Y., "Fatigue Behavior of Composite Laminate", J. of Composite Materials, Vol. 10, 1976, pp. 156-180

16. Yang, J.N. and Liu, M.D., "Residual Strength Degradation Model and Theory of Periodic Proof Tests for Graphite/Epoxy Laminates", J. of Composite Materials, Vol. 11, 1977, pp. 176-203

17. Chou, P.C and Croman, R., "Residual Strength in Fatigue Based on the Strength-Life Equal Rank Assumption", J. of Composite Materials, Vol. 12, 1978, pp. 177-194

18. Hahn, H.T. and Kim, R.Y., "Fatigue Behavior of Composite Laminate", J. of Composite Materials, Vol.10, 1976, pp. 156-180

19. O'Brien, T.K. and Reifsnider, K.L., "Fatigue Damage Evaluation through Stiffness Measurements in Boron-Epoxy Laminates" J. of Composite Materials, Vol. 15, 1981, pp. 55-70

20. Wang, S.S. and Chim, E.S.M. "Fatigue Damage and Degradation in Random Short-Fiber SMC Composites" J. of Composite Materials, Vol. 17, 1983, pp. 114-134

21. Reifsnider, K.L and Stinchcomb, W.W., "A Critical-element Model of the Residual Strength and Life of Fatigue-Loaded Composite Coupons" Composite Materials : Fatigue and Fracture, ASTM STP 907, H.T.Hahn, Ed., 1986, pp. 339-350

22. Tsai, G.C., Doyle, J.F., and Sun, C.T., "Frequency Effects on the Fatigue Life and Damage of

Graphite/Epoxy Composites" J. of Composite Materials, Vol. 21, 1987, pp. 2-13

23. Ye, L., "On Fatigue Damage Accumulation and Materials Degradation in Composite Materials," Composites Science and Technology, Vol. 36, 1989, pp. 339-350.

24. Ogin, S.K., Smith, P.A., and Beaumont, P.W.R., "Matrix Cracking and Stiffness Reduction during the Fatigue of a (0/90)s GFRP Laminate" Composites Science and Technology, Vol. 22, 1985, pp. 23-31]

25. Rotem, A. and Nelson, H.G., "Residual Strength of Composite Laminates Subjected to Tensile-Compressive Fatigue Loading" J. of Composites Technology & Research, Vol. 12, No.2, 1990, pp.76-84

26. Yang, J.N., Jones, D.L., Yang, S.H., and Meskini, a., "A Stiffness Degradation Model for Graphite/Epoxy Laminates" J. of Composite Materials, Vol. 24, 1990, pp. 753-769

27. Hwang, W. and Han, K.S., "Cumulative Damage Models and Multi-Stress Fatigue Life Prediction" J. of Composites Materials, Vol. 20, 1986, pp. 125-153

28. O'Brien, T.K., Rigamonti, M., and Zanotti, C., "Tension Fatigue Analysis and Life Prediction for Composite Laminates" Int. J. Fatigue, Vol. 11, No. 6, 1989, pp. 379-393

29. 송정일, 임홍준, 한경섭 "Al/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 금속복합재료의 기계적 성질과 피로거동" 대한기계학회논문집(A), 제 20권, 제 3호, 1996, pp. 754-764

30. Shigley, J.E and Mischke, C.R. "Mechanical Engineering Design" McGRAW-Hill, 1989, pp. 746-750