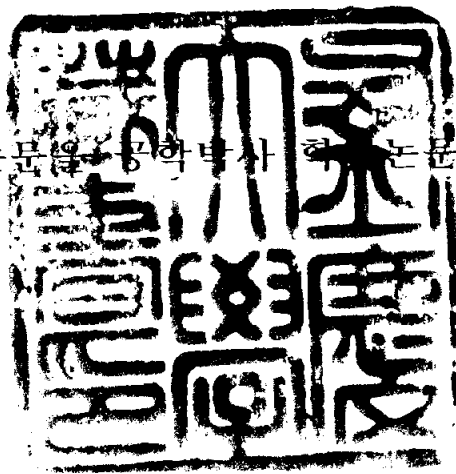


공학박사 학위논문

열가소성 복합재료의 파괴거동에
관한 연구

지도교수 고 성 위

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함



2003년 2월

부경대학교 대학원

제어기계공학과

엄 윤 성

엄윤성의 공학박사 학위논문을 인준함

2002년 12월 26일

주	심	공학박사	김 형 진	
부	심	공학박사	김 형 자	
위	원	공학박사	한 규 일	
위	원	공학박사	남 기 우	(인)
위	원	공학박사	고 성 위	

Abstract	3
제 1 장 서 론	5
1.1 연구배경	5
1.2 종래의 연구	8
1.3 연구의 목적	13
1.4 본연구의 구성	14
제 2 장 재료 및 실험방법	15
2.1 실험재료 및 실험기기	15
2.2 실험방법	17
2.2.1 인장시험	17
2.2.2 충격시험	20
제 3 장 GF/PE 복합재료의 파괴거동	22
3.1 인장강도	22
3.1.1 하중변위 선도	22
3.1.2 온도변화	24
3.1.2.1 파면해석	26
3.2 충격치	28
3.2.1 온도변화	28
3.2.2 스펙길이의 변화	34
3.2.3 파면해석	41

제 4 장 GF/PP 복합재료의 파괴거동	46
4.1 인장강도	46
4.1.1 하중변위 곡선	46
4.1.2 섬유함유율의 변화	48
4.1.3 온도의 변화	51
4.1.3.1 파면해석	55
4.2 충격치	60
4.2.1. 섬유함유율	60
4.2.2 스펙 길이의 변화	79
4.2.2.1 파면해석	98
4.2.3 온도의 변화	102
4.2.3.1 파면해석	118
제 5 장 결론	124
참고문헌	126

A Study on Fracture Behaviors of Thermoplastic Composites

Yoon-Sung Um

Department of Control and mechanical Engineering,

Graduate School,

Pukyong National University

Abstract

Thermosetting matrix composites have disadvantages in terms of moulding time, repairability and manufacturing cost. Thus the high-performance thermoplastic composites to eliminate such disadvantages have been developed so far. However, since their mechanical properties are very sensitive to the environment such as moisture, temperature etc., those behaviors need to be studied. Particularly the temperature is a very important factor influencing the mechanical behavior of thermoplastic composites.

The main goal of this work is to study the effect of temperature, volume fraction of fiber and span of specimen support on the results of Charpy impact test with respect to GF/PP composite, and the effect of temperature and span of specimen support on the results of

Charpy impact test with respect to GF/PE composite. In addition, the effect of temperature, volume fraction of fiber on the results of tensile test was also studied with respect to GF/PP composite, and the effect of temperature on the result of tensile test with respect to GF/PE composite.

The critical fracture energy and failure mechanisms of GF/PP and GF/PE composites were investigated in the temperature range of 60°C to -50°C by the Charpy impact test. The critical fracture energy increased as the fiber volume fraction ratio increased. The critical fracture energy showed the maximum at the ambient temperature, and it tended to decrease as the temperature increased or decreased from the ambient temperature. The major failure mechanism was classified into the fiber matrix debonding, the fiber pull-out and/or delamination and the matrix deformation.

The tensile strength and failure mechanisms of GF/PP and GF/PE composites were investigated in the temperature range 60°C to -50°C. The tensile strength increased as the fiber volume fraction ratio increased. The tensile strength showed the maximum at -50°C, and it tended to decrease as the temperature increased from -50°C. The major failure mechanism was classified into the fiber matrix debonding, the fiber pull-out, the delamination and the matrix deformation.

제 1 장 서 론

1.1 연구의 배경

최근 자원, 에너지 고갈 그리고 환경오염 등의 해결을 위해 다양한 조건이 요구되는 재료가 필요하게 되었으며 이 다양한 조건을 만족시키기 위해서는 금속재료를 대신하여 강도, 경량성, 내열화 등의 고기능성을 구비한 재료의 개발이 활발히 추진되고 있다. 이러한 새로운 특성을 개발하는 면에서 경량성, 내식성, 절연성 등의 기계적 특성을 가지고 있는 복합재료가 크게 각광을 받고 있다.

복합재료는 고대 이집트시대의 진흙과 짚을 섞어 만든 벽돌에서부터 최근의 섬유와 수지의 복합체인 섬유강화복합재료에 이르기까지 유구한 역사를 가지고 있다. 복합재료란 모든 기계적특성을 향상시키기 위해 유용하게 조합할 수 있는 한가지 이상의 재료를 결합시킨 것을 총칭하고 있다^{1)~3)}. 이러한 복합재료 중에서 최근에 널리 쓰이고 있는 섬유강화 복합재료는 플라스틱 재료가 갖고 있는 가공성의 장점을 충분히 발휘한 재료로서 모재인 수지와 강화재인 강화섬유로 구성된다. 이 섬유강화 복합재료의 구성 요소중 모재로 사용되는 수지는 열경화성수지와 열가소성수지로 분류된다. 열경화성 수지로는 에폭시 수지가 가장 널리 쓰이고 있으며 열가소성수지는 폴리프로필렌(polypropylene:PP), 폴리에틸렌(polyethylene:PE), 폴리에스테르(polyester) 등이 있다. 복합재료의 강화재로 사용되는 강화섬유는 케블라(keblar), 유리섬유(glass fiber:GF) 그리고 탄소섬유(carbon fiber:CF) 등이 있다. 케블라는 가지고 있는 특성이 우수함에도 불구하고 고가의 약점이 있어 가격대비 성능이 우수한 유리섬유와 탄소섬유가 널리 쓰이고 있다. 따라서 이 두 섬유를 강화재로 사용한 복합재료는 사용된 섬유의 종류에 따라 유리섬유강화플라스틱(GFRP : glass fiber reinforced plastic) 과 탄소섬유강화플라스틱(CFRP

: carbon fiber reinforced plastic)으로 구분하며 이 두 복합재료가 건설, 선박, 자동차 그리고 우주항공분야에 이르기까지 거의 모든 산업에서 다양하게 이용되고 있다.

섬유강화 복합재료는 경량이기 때문에 과거에는 단지 구조물의 무게를 경감하기 위해 부속품으로 사용되었으나 고강도이며 고강성의 성질을 가지는 열경화성 복합재료가 사용되기 시작한 이후에 구조물의 주하중을 받는 주부품으로 사용되기 시작하였으며 섬유강화복합재료를 구조물에 사용할 때에는 다양한 온도와 압력 그리고 기후의 환경적요인에서 그들의 성능을 유지하기 위한 좋은 내구성과 기계적 특성이 요구된다⁴⁾. 그러나 열경화성 복합재료가 경량, 고강도 그리고 고강성임에는 틀림없으나 고가이며, 성형시간이 길고, 파손시 수리가 불리한 점이 있다. 그러므로 열경화성 복합재료의 특징인 경량, 고강도와 고강성의 특성을 가지고 있으면서 열경화성 복합재료에 비해 성형시간이 짧고⁵⁾, 저가이며, 재활용과 수리 또한 유리한 잇점이 있는 열가소성 복합재료에 대한 관심이 증가하게 되었으며, 지난 10년간 열가소성수지인 폴리에틸렌과 폴리프로필렌 수지를 이용하여 성형한 열가소성 복합재료가 열경화성수지를 이용하여 성형한 열경화성 복합재료를 대신하여 서서히 대체되고 있다.

그러나 열가소성 복합재료는 열경화성 복합재료보다 인성의 잇점을 가지고 있지만 환경적 요인에 대해 민감한 단점이 있으므로 기계적 특성을 개선하기 위한 방법중의 하나로 종래에 사용하였던 장섬유 대신에 단섬유를 사용하여 인젝션 몰딩방법으로 성형하는 방법이 최근에 널리 사용되게 되었다⁶⁾. 이러한 인젝션 몰딩의 방법으로 성형할 때 열가소성 복합재료는 섬유함유율, 섬유방향 그리고 섬유와 수지간의 접착강도의 정도에 따라서 기계적 특성이 변화하며 또한 환경적인 요인, 즉 수분과 온도에 대해 매우 민감한 것으로 알려져 있다. 이들 요인 중 수분은 복합

재료 내부와 섬유·수지의 계면에서 기계적 특성의 감소를 야기하는 화학적 침식을 일으키며⁷⁾, 온도는 섬유와 수지의 계면의 접착강도에 영향을 미친다^{8),9)}. 그러므로 열가소성 복합재료가 실제 구조물에 주하중을 받는 기본 구조물로서 사용이 될 때 이들 요인들의 영향으로 인한 강도저하나 파괴거동에 대한 예측은 필수적이며 이러한 예측을 하기 위한 기초자료의 축적이 필요하다. 이 기초자료들의 축적을 위해 다양한 하중상태의 시험을 행해야 하며, 다양한 하중상태의 시험중 짧은 시간동안 국소 부위에 큰 힘이 작용하여 탄소성변형과 파괴를 일으키는 충격시험과 인장시험이 필요하다. 따라서 열가소성 복합재료의 파괴거동을 예측하기 위한 기초자료로서 먼저 유리섬유와 열가소성 수지의 일종인 폴리프로필렌수지와 폴리에틸렌수지로 성형한 열가소성복합재료의 인장시험과 충격시험을 통하여 이들 요인들의 영향에 대한 연구가 필요하다.

1.2 종래의 연구

1.2.1 충격강도에 영향을 미치는 인자

Famsteiner 등¹⁰⁾은 유리섬유/PP복합재료를 사용하여 섬유와 기지의 계면은 충격강도에 큰 영향을 미친다고 하였다. Voelker 등¹¹⁾은 유리섬유와 PP수지를 이용하여 성형한 장섬유복합재료를 22℃ ~ -32℃의 온도 범위에서 행한 충격시험을 통하여 취성과 연성파괴가 일어나지 않고 섬유함유율의 증가에 따라 충격값이 증가한다고 하였다. Chen 등¹²⁾은 -40℃ ~ 40℃의 온도에서 칼슘탄화 첨가물을 이용한 PP단일 중합체와 이중 중합체의 충격파괴에너지 Gc는 이중중합체에서는 첨가물의 영향이 없으며, 20℃보다 낮은 온도에서 단일중합체의 첨가물은 Gc를 향상시킨다고 하였다. Denault 등¹³⁾은 유리섬유와 PP수지를 이용하여 만든 장섬유 복합재료에서 유리섬유 함유율이 35%까지는 크랙진전저항이 커지지만 35%이상에서는 크랙진전이 안정상태에 이른다고 하였다. Sova 등¹⁴⁾은 유리섬유와 PP수지를 이용한 단섬유복합재료의 충격파면은 섬유방향에서 복합적인 파괴와 파편에 의해 형성되는 거시적인 파괴를 보인다고 하였다. Novak 등¹⁵⁾은 살피충격시험을 통하여 섬유의 인장응력 변형특성이 충격저항을 결정짓는 중요한 요소라고 하였으며, Edward⁶⁾는 장섬유 유리 열가소성 수지 복합재료와 단섬유 유리-열가소성 복합재료의 충격 실험과 굽힘시험을 통해 파괴된 섬유끝단에 대해 연구하였다. Reed 등¹⁶⁾은 GF/PP의 충격시험을 통해 충격손상 개시점에 대해 연구하였으며, Tomlinson 등¹⁷⁾은 환경적요인, 즉 염분과 온도에 대한 GF/PP의 충격거동에 관한 연구를 하였다. 엄 등¹⁸⁾은 실온 ~ 50℃에서 충격실험을 통하여 충격에너지의 변화와 파괴기구를 규명하였고, Karmaker¹⁹⁾는 jutet 섬유-PP 복합재료의 충격강도와 수분흡수의 영향에 대해 연구하였으며, Sjogren 등²⁰⁾은 GF/PP의 인장시험과 충격시험을 통해 수지안에서의 유

리섬유 거동에 대해서 보고하였다. Baxter²¹⁾ 는 단섬유가 무질서하게 배열된 단섬유복합재료를 3차원적으로 해석하였으며, Schneider 등²²⁾은 다양한 구형 고무상입자를 첨가한 열가소성 복합재료의 충격실험을 통해 입자들이 기계적특성에 미치는 영향에 대해 연구하였다. Sahnoun 등²³⁾은 열가소성수지인 HDPE(high density poly ethylen)와 PP에 두가지의 SEBS탄성중합체를 혼합하여 만든 복합재료의 충격시험과 인장시험을 통하여 증가된 충격강도와 인장강도에 대해 보고하였으며, Galeski 등²⁴⁾은 열가소성수지인 PP를 사용하여 성형한 복합재료는 탄산 칼슘입자(chalk)로 강화하였을 때 개선된 충격강도를 보인다고 하였다. Park 등²⁵⁾은 CF/PE복합재료의 섬유와 수지의 접착강도를 이용하여 성능개선에 대한연구를 하였고, Tam 등²⁶⁾은 저온과 고하중비에서 취성파괴되는 PP 복합재료의 파괴인성치를 개선하기 위한 연구를 하였다. Santulli 등²⁷⁾은 천연섬유와 PE를 사용한 복합재료의 수분에 의한 영향을 고찰하기 위해 충격시험을 통한 충격거동에 관한 연구를 하였으며, Kinlock 등²⁸⁾은 모든 산업용 수지는 충격강도의 개선을 위해서는 고무의 상이 혼합된 다상의 재료가 되어야 한다고 하였다. Ghaseminejhad²⁹⁾는 직조탄소섬유와 PEEK 그리고 PPS를 이용한 복합재료를 다양한 충격하중과 충격속도의 충격시험을 통해 최적의 충격하중과 충격시험속도를 규명하였으며, Korinek 등²⁸⁾은 폴리아마이드와 탄소단섬유를 사용한 복합재료의 수분 함유율에 대한 임계파괴에너지에 대해 보고하였다. Schuliz 등³⁰⁾은 GF/PET복합재료는 저온과 고변형률에서는 매트릭스가 취성파괴되고 섬유가 풀아웃되는 현상을 보이며 실온에서 보다 기계적 특성이 좋아지며 고변형률에서는 섬유와 매트릭스계면에 높은 전단 강도가 발생한다고 하였다. Korinek 등²⁸⁾은 충격시험을 통해 폴리아마이드와 탄소 단섬유를 사용해 만든 복합재료의 수분흡수의 영향에 대해 연구하였으며, Prichard

와 Yang³¹⁾ 은 입자강화 복합재료에서 주충격 파손모드는 섬유와 매트릭스사이의 디본딩이라 하였다. Matheswaran과 Kishore³²⁾ 는 에폭시기지 복합재료에서 첨가제의 첨가에 의해 충격저항치가 커지며, 강인한 기구가 달라진다고 하였다. Karmaker와 Prasad³³⁾ 는 섬유강화복합재료의 굽힘시험을 통해 시험편 지지길이의 영향에 대하여 보고하였다. 이처럼 충격강도에 영향을 미치는 인자에 대한 연구결과는 많지만 섬유함유율과 지지길이(스팬길이), 환경적요인 중 온도변화에 따른 충격파괴기구에 대한 고찰은 아직 희박한 실정이다.

1.2.2 인장강도에 영향을 미치는 인자

Ting³⁴⁾ 은 실온에서 일방향과 2방향의 탄소 장섬유로 제작된 VGCF의 인장실험을 통해 인장강도 인장계수 그리고 섬유계수를 산출하였으며, Rey 등³⁵⁾은 열가소성수지인 HDPE(high density poly ethylene)와 PP에 두가지의 SEBS탄성중합체를 혼합하여 만든 복합재료의 충격시험과 인장시험을 통하여 증가된 충격강도와 인장강도에 대해 보고하였다. Matthews 등³⁶⁾은 HDPE와LDPE(low density poly ethylene)의 인장시험을 통해 기계적인 이완과 인장변형을 규명하였으며, Gan 등³⁷⁾은 PTFE복합재료에 입자를 함입시켜 개선된 인장강도에 대해 보고하였고, 고 등³⁸⁾은 실온~80℃에서 GF/PP복합재료의 인장과파괴 거동을 고찰하였다. Ogiwara 등³⁹⁾은 실온과 80℃에서 CFRP의 인장시험을 통해 수분흡수에 대한 영향을 고찰하였으며, Yang 등⁴⁰⁾은 TiC입자로 강화된 718알루미늄복합재료의 인장강도의 개선에 대해 연구하였다. Fracasso 등⁴¹⁾은 온도와 변형율의 변화에 대한 PEEK/CF 복합재료의 층간파괴인성에 대해 연구하였으며, Asp⁴²⁾ 는 수분과 온도의 영향에 대한 CF/epoxy의 층간 파괴인성에 대해 연구하였다. Alessandro와 Ricco⁴³⁾ 는 PP에 유리단

섬유로 강화된 복합재료의 섬유함유량이 증가하면 피로크랙에 대한 저항이 증가한다고 하였으며, Diello 등⁴⁾은 PP-nikel-coated 니켈로 코팅한 탄소섬유와 PP수지를 사료하여 만든 복합재료의 인장실험을 통해 인장특성과 다양한 온도조건과 strain rate의 영향에 대해 연구하였다. Synder 등⁴⁴⁾은 PP의 인장시험편에 single-edge-notch를 주어 다양한 온도조건하에서 인장시험을 하여 노치와 온도변화가 인장특성에 미치는 영향에 대해 보고하였으며, Takashi⁴⁵⁾는 PP에서의 점탄-소성거동과 응력이완을 인장과 사이클릭 하중상태하에서 연구하였다. Asp 등⁴⁶⁾은 인장시험을 통해 GF/PP의 파괴개시 시점의 예측에 대해 보고하였으며, Miwa 등⁴⁷⁾은 에폭시에 유리단섬유와 탄소단섬유로 강화한 복합재료의 인장 변형률이 증가할 때 인장강도가 증가하며 온도의 변화에 영향을 받는다고 하였다. Nagae 등⁴⁸⁾은 물속에서 유리섬유강화복합재료의 부식에 대한 부식방지재의 영향에 대해 연구를 하였으며, Choi와 Takahashi⁴⁹⁾은 고강도 열가소성수지에 유리단섬유로 강화된 복합재료의 온도의 영향에 대해 조사하였다. Barnes 등⁵⁰⁾은 다양한 강화섬유를 사용한 PEEK복합재료의 열팽창특성에 대해 연구하였으며, David⁵¹⁾는 인장, 압축 그리고 굽힘시험을 통해 파단된 열가소성복합재료의 파단을 파단면사진으로 파괴특성을 해석하였다. Han 등⁵²⁾은 PEK-C의 온도와 변형률에 대한 영향에 대해 연구하였으며, Karger와 Freidrich⁵³⁾는 GF/PPS와 CF/PPS 복합재료를 사용하여 만든 CT시험편의 인장시험을 통해 파괴인성치는 외부온도와 하중률의 영향을 받으며, 온도가 고온으로 상승하면 파괴인성치값은 낮아지며, 인장속도가 커지면 매트릭스가 취성이 되어 매트릭스와 섬유가 취성적으로 분리된다고 하였다. Hine 등⁸⁾은 DCB시험을 통해 탄소 장섬유-PEEK복합재료의 파괴기구는 변형률과 온도 그리고 매트릭스의 변형에 영향을 받는다고 하였으며, Saiello 등⁵⁴⁾은 열처리한

CF/PEEK복합재료의 인장실험을 통해 복합재료의 열처리는 섬유와 수지의 접착에 영향을 미친다고 하였다. Friedrich⁵⁵⁾ 는 GF/PET, GF/PPS, GF/ETFE 그리고 GF/PC 복합재료의 인장실험을 통하여 파괴인성은 섬유함유율, 섬유방향, 섬유의 분포상태 그리고 매트릭스와 섬유의 접착에 영향을 받는다고 하였으며, Harris 등⁵⁶⁾은 여러 가지섬유로 강화된 에폭시 복합재료는 응력집중계수는 별 의미가 없다고 하였다. Khanh과 Denault⁵⁷⁾ 는 유리 장섬유로 강화된 PBT와 PP 복합재료의 인장파괴거동은 섬유길이, 섬유방향 그리고 계면 전단응력에 영향을 받는다고 보고하였다. 이상의 연구결과들을 종합하여 보면 인장강도에 영향을 미치는 인자에 대한 다양한 연구결과가 있으나 섬유함유율과 온도에 따른 인장 파괴기구에 대한 고찰은 아직 희박한 실정이다.

1.3 연구의 목적

복합재료는 구조물의 부속품으로서 단지 부계의 감소를 위해 사용되었으나 최근에는 구조물의 주부품 즉 주하중을 받는 기본 구조물에 사용되어진다. 따라서 구조물에 사용할 때 주부품으로 설계시 다양한 하중상태와 기하학적인 특성을 고려해야만 하며 특히 현존하는 구조물에 손상을 줄 수 있는 응력을 예측하는 것이 필수적이다. 그러므로 이를 위해 다양한 하중상태의 시험이 요구되며 특히 기초 자료로서 인장시험과 충격시험이 행해져야 한다. 인장강도와 충격강도에 영향을 미치는 인자로는 섬유함유율, 섬유방향, 섬유의 형상, 섬유-기지의 접착정도 그리고 기지의 특성들이 있다. 복합재료에 대한 이들 인자들의 영향에 대한 연구중 열경화성 복합재료에 대한 연구가 국내외적으로 활발히 진행되고 있지만 열가소성 복합재료에 대한 연구는 아직 활발하지 못한 실정이다. 그리고 특히 열가소성복합재료는 환경적 요인에 대해 민감한 것으로 알려져 있으며, 수분의 영향에 대한 연구는 많이 진행되고 있으나 환경적요인중 온도에 대한 연구는 미흡한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 열가소성 복합재료의 기계적 특성과 파괴거동에 관한 종합적인 연구의 일환으로 섬유함유율이 10~30%인 단섬유 GF/PP 복합재료와 섬유함유율이 10%인 GF/PP 복합재료의 충격시험을 통하여 스펠길이를 20, 30 그리고 40mm로 변화하여 스펠길이의 영향을 고찰하고 각각의 스펠길이를 가지는 섬유함유율이 10, 20 그리고, 30%인 복합재료의 섬유함유율의 영향을 고찰하였다. 또한 각각의 섬유함유율을 가지는 복합재료를 -50℃에서 60℃사이의 온도범위에서 인장시험과 충격시험을 통하여 임계 파괴에너지의 거동을 고찰하고 충격시험시 각각의 섬유함유율을 가지는 복합재료를 각각의 온도변화에 따라 스펠의 길이를 변화시켜 스펠의 길이에 대한 영향을 규명하고자 한다.

1.4 본연구의 구성

본 논문은 5장으로 구성되어 있으며, 그 개요를 간략히 기술하면 다음과 같다.

제1장에서는 본 연구의 배경, 종래의 연구동향 그리고 연구의 목적을 요약하였으며 본연구와 관련성에 관해 기술하였다.

제 2장에서는 각 장에서 공통적으로 적용한 실험방법과 자료 평가방법에 대한 이론적 고찰을 기술하였다. 실험에 사용한 유리섬유/폴리에틸렌과 유리섬유/폴리프로필렌 복합재료를 사용한 충격시험편과 인장시험편의 제작에 대해 기술하였다. 인장파괴강도와 임계파괴에너지에 영향을 미치는 시험편 형상과 환경요인, 즉 온도의 영향을 고찰하기 위한 실험방법에 대해 기술하였다. 또한 실험자료를 최소자승법으로 이용하여 임계파괴에너지를 구하는 이론해석을 고찰하였다.

제 3장에서는 유리섬유와 폴리에틸렌으로 성형한 열가소성 복합재료를 인장시험을 통해 온도변화에 대한 인장파괴강도의 거동을 고찰하였다. 동일한 복합재료를 충격시험을 통해 온도변화 그리고 스펠길이의 변화가 임계파괴에너지에 미치는 영향을 고찰하였다. 그리고 파단된 인장시험편과 충격시험편의 파면형태를 주사현미경으로 관찰하였다.

제 4장에서는 유리섬유와 폴리프로필렌으로 성형한 열가소성 복합재료를 인장시험을 통해 섬유함유율과 온도변화에 대한 인장파괴강도의 거동을 고찰하였다. 동일한 복합재료를 충격시험을 통해 섬유함유율, 온도변화 그리고 스펠길이의 변화가 임계파괴에너지에 미치는 영향을 고찰하였다. 그리고 파단된 인장시험편과 충격시험편의 파면형태를 주사현미경으로 관찰하여 상호비교 검토하였다.

제 5장에서는 본 연구에서 고찰한 결과들을 종합하여 결론을 기술하였다.

제 2 장 재료 및 실험방법

2.1 실험재료 및 실험기기

실험에 사용한 복합재료의 매트릭스는 PP수지와 PE수지, 강화섬유로는 유리단섬유(2~4mm)를 사용하였으며 용융된 PP수지와 PE수지에 유리섬유를 혼합하여 인 라인 스크류(in-line screw)식의 사출기를 사용하여 3mm의 두께로 성형하였다. 성형조건은 스크류속도 60rpm, 1차 사출속도 1200kg/cm² 그리고 2차 사출속도 900kg/cm²으로 사출 성형하였으며 성형시 수지에 대한 섬유함유의 체적비는 10%, 20% 그리고 30%의 세 종류로 성형한 국산 단섬유 GF/PP복합재료와 섬유함유율이 10%인 국산 단섬유 GF/PE복합재료(현대산업개발(주))를 사용하였다. GF/PP복합재료와 GF/PE복합재료의 각종 성질은 Table 2.1과 같다.

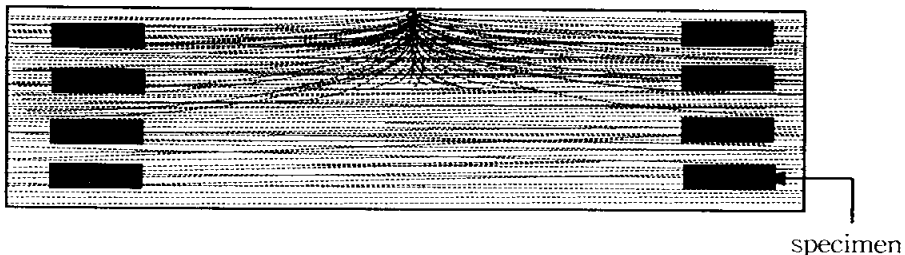


Fig. 2.1 Cutting part for test

성형된 복합재료는 Fig. 2.1에서 보여지는 것과 같이 성형된 복합재료의 중앙부위는 노즐의 분사압력의 영향으로 인하여 섬유의 배열이 전체적으로 고루 분포되어 있지 못하므로, 인장 시험편과 충격시험편을 제작하기 위하여 섬유의 배열이 최대한 고르게 배열이 되어 있는 부분을 다이아몬드 커터를 이용하여 절취하였다.

Fig. 2.1에서 절취된 복합재료를 충격시험편과 인장시험편으로 가공한 후 충격시험은 하중 2.82~25J 그리고 충격속도 3.46m/s인 샬피 충격실

험기(Tinius Olsen Model 92T)를 이용하여 20J의 하중과 3.46m/s의 충격속도로 실험을 행하였다. 인장시험은 최대하중 1ton 그리고 최대변위 1100mm인 만능시험기(SHIMADZUE AGS-1000G)를 이용하여 1.0mm/min의 인장속도로 실험을 행하였다.

Table 2.1 Mechanical properties of GF/PP and GF/PE

property	unit	GF/PP			GF/PE
glass fiber volume fraction	%	10	20	30	10
density	g/cm ³	0.92	1.03	1.12	1.01
coefficient of thermal expansion	%	0.8~3.2	0.6~1.6	0.4~0.8	0.7~3.5
moulding temp.	℃	200~240	200~240	200~240	150~180
elongation	%	4	4	4	3
bending modulus	kg/cm ²	23000	38000	53000	22000

2.2 실험방법

2.2.1 인장시험

인장 시험편은 Fig. 2.2와 같이 시험편폭 10mm, 시험편 길이 120mm 그리고 표점거리 45mm가 되도록 원재료에서 다이아몬드 커터를 이용하여 절단하였고 절단면을 연마제를 이용하여 표면을 가공하였다.

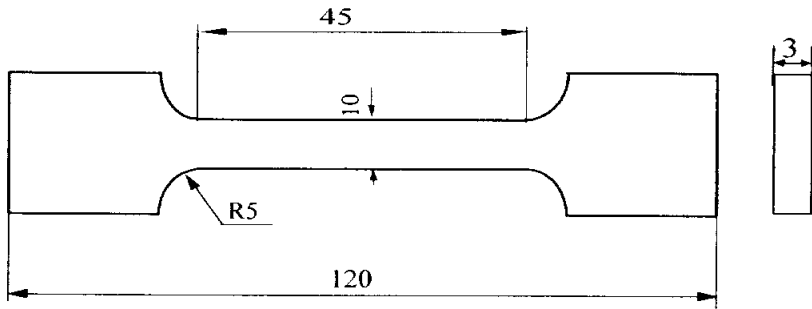
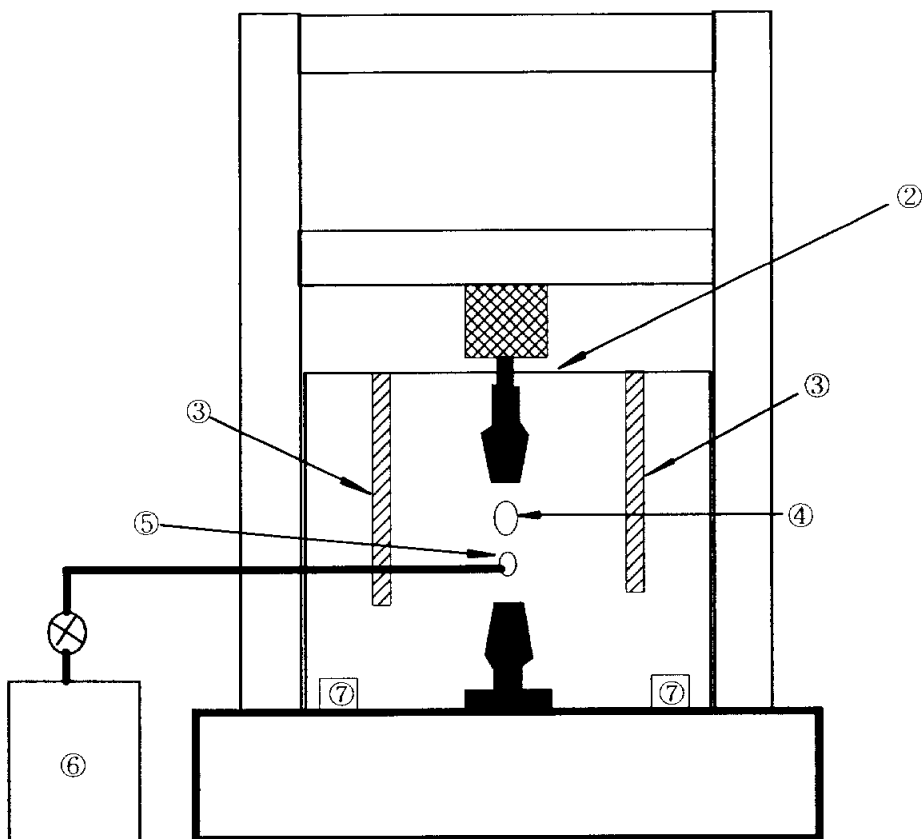


Fig. 2.2 Specimen geometries for tensile test (mm).

Fig. 2.3은 온도조절을 위한 실험장치의 개략도로서 만능인장시험기에 챔버를 부착하여 시험편의 온도를 조절한 후 인장시험을 행하였다. 챔버는 고온과 저온의 환경조건을 위해 스테인레스와 강화유리로 이루어지고 벽면을 단열처리 하였으며 챔버내부의 온도는 -50°C 에서 실온(room temperature : R.T.), 실온에서 60°C 사이의 범위에서 변화시켰다. 고온의 실험시에는 챔버내부에 가열코일(heating coil)을 설치하여 내부의 공기를 가열하였으며 챔버내부의 온도분포가 고르게 하기 위하여 팬을 이용하여 챔버안의 공기를 대류시켰다. 그리고 저온의 실험시에는 외부에 특수제작된 액체질소통을 부착하여 액체질소량을 조절하여 챔버안의 공기를 냉각시켰다. 온도가 저하되면 고온에서처럼 팬을 사용하는 것이 불가능하므로 액체질소가 챔버안에서 고르게 분포할 수 있도록 분사 노즐을 가공하여 챔버안에서 냉각된 공기가 순환하도록 하였으며, 챔버안의 내

부온도는 열전대(thermocouple)로 감지하여 온도제어기로 필요한 설정온도를 $\pm 1^{\circ}\text{C}$ 이내에서 유지시켰다. 챔버의 내부가 설정온도에 도달하면 시험편의 내부도 표면과 동일한 온도가 되도록 10분이상 유지한 후 만능시험기를 이용하여 1.0mm/min의 크로스헤드 속도로 인장시험을 행하였으며 각각의 온도조건에서 최소한 3개이상의 시험편을 사용하여 실험을 행하였다. 인장시험 후 파단면의 미소파괴를 관찰하기 위하여 파면을 주사현미경(scanning electron microscope: SEM)을 이용하여 관찰하였다.



- ①load cell ②chamber ③heating coil ④thermocouple
 ⑤injection nozzle ⑥nitrogen bombe ⑦fan

Fig. 2.3 Schematic diagram of experimental apparatus.

2.2.2 충격시험

Fig. 2.4는 시험편 폭 10mm, 시험편 길이가 55mm 그리고 스패길이 40mm인 시험편을 나타낸 것으로 원재료에서 다이아몬드 커터를 이용하여 절단하였고 이 표면을 밀링에 의하여 가공하였다. 노치는 시험편의 중심에 두께 1mm인 톱으로 일차 가공한 후, 노치팁이 더욱 날카롭게 하기 위해 신폴의 면도날을 이용하여 총 크랙길이가 1~2.25mm의 범위가 되도록 이차 가공하였다. 시험편 길이가 35mm(스패길이 20mm)와 45mm(스패길이 30mm)인 시험편도 동일한 방법으로 가공하였다.

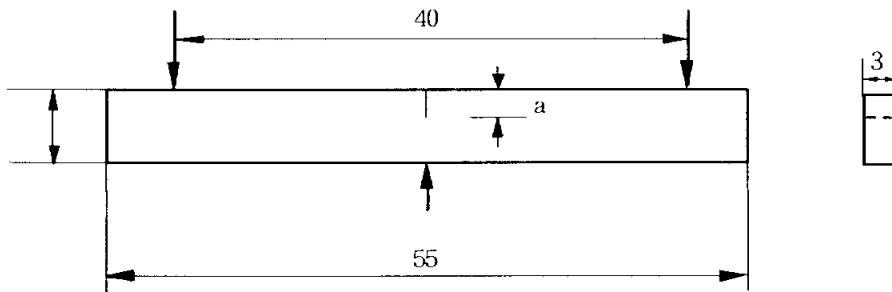


Fig. 2.4 Specimen geometries for Charpy impact (mm).

충격시험을 위한 시험편의 온도설정은 인장시험과 같은 방법에 의하여 행하였다. 설정 온도에 도달하면 시험편의 내부도 표면과 동일한 온도가 되도록 10분이상 유지한 후 충격속도 3.46m/s인 샬피충격실험기를 이용하여 실험을 행하였다. 충격시험후 파단면의 미소파괴를 관찰하기 위하여 파면을 주사현미경(scanning electron microscope: SEM)을 이용하여 관찰하였다.

임계파괴에너지 G_{IC} 의 평가는 식 (1)와 같이 충격시험에서 얻은 파괴에

너지 U 와 시험편 두께와 시험편 폭 그리고 무차원 계수의 곱 $BW\phi$ 를 이용하여 최소자승법에 의하여 기울기를 구하여 이 기울기를 임계파괴에너지 G_{IC} 로 한 Williams 등⁷⁾이 제안한 방법으로 계산한 것이다.

$$U = U_k + G_{IC} BW\phi \quad (1)$$

여기서 U 는 총 충격에너지이고, U_k 는 운동에너지, B 는 시험편 두께, W 는 시험편 폭 그리고 ϕ 는 무차원형상계수로서 다음과 같다.

$$\phi = \frac{C}{dC/d(a/W)} \quad (2)$$

여기서 C 는 컴플라이언스(compliance)이고 a 는 크랙길이이다.

무차원계수 ϕ 를 다른 방법으로 나타내면 다음과 같다.

$$\phi = \frac{1}{2} \cdot \frac{a}{W} + \frac{1}{18\pi} \cdot \frac{S}{W} \cdot \frac{1}{a/W} \quad (3)$$

여기서 S 는 스펠길이이다.

파괴에너지 U 와 $BW\phi$ 를 도식화하여 최소자승법으로 그 기울기를 구하면 이것이 임계파괴에너지 G_{IC} 가 된다.

제 3 장 GF/PE 복합재료의 파괴거동

3.1 인장강도

3.1.1. 하중변위 선도

Fig. 3.1은 GF/PE 복합재료를 온도의 변화에 대하여 인장실험한 하중 변위 선도를 나타낸 것으로 실선, 점선, 일점쇄선, 파선은 각각 60℃, 실온(room temperature), -15℃, -50℃를 나타내고 있다. RT와 -15℃ 및 -50℃의 경우에는 금속재료에서 전형적으로 보여지는 상향복점과 하향복점이 나타나지 않고 최대응력에 도달하였다가 파단되는 양상을 보이고 있다. 이것은 온도가 낮아지면 PE수지의 연성이 감소하여 취성의 성질이 증가하였기 때문이라 생각된다. 그리고 최대하중에 도달하는 각각의 기울기는 -50℃인 경우가 가장 크고 실온의 경우가 가장 낮게 나타났다. 또한 비례한도를 넘은 후에 변형이 많이 되고 있어 연성의 성질이 있음을 알 수 있다. 그리고 파단될 때까지의 변위량은 -15℃의 경우가 가장 큰 것을 알 수 있는데 이것은 PE수지의 유리전이온도가 고온에서는 120℃, 저온에서는 -10~-20℃이므로 -15℃인 경우에 PE수지가 유리전이온도의 영향으로 인해 실온과 -50℃의 변위량보다 큰 것으로 판단된다. 60℃의 경우에는 다른 온도조건의 경우와는 다르게 최대하중에 도달한 후 하중이 급격히 감소한 후 서서히 감소하다가 파단되는 양상을 보이고 있으며 다른 온도조건하에서의 하중변위곡선보다 증가된 변위량을 보이고 있다. 이것은 GF/PE 복합재료의 매트릭스로 사용한 PE수지는 온도가 증가하면 연성이 증가하는 열가소성 수지의 특성을 가지고 있으므로 온도조건을 실온에서 60℃로 변화시켰을 때 PE수지의 연성의 증가로 인해 강화재로 사용한 유리단섬유가 강화재의 역할을 하지 못하고 PE수지의 특성에 지배되기 때문이라 판단된다.

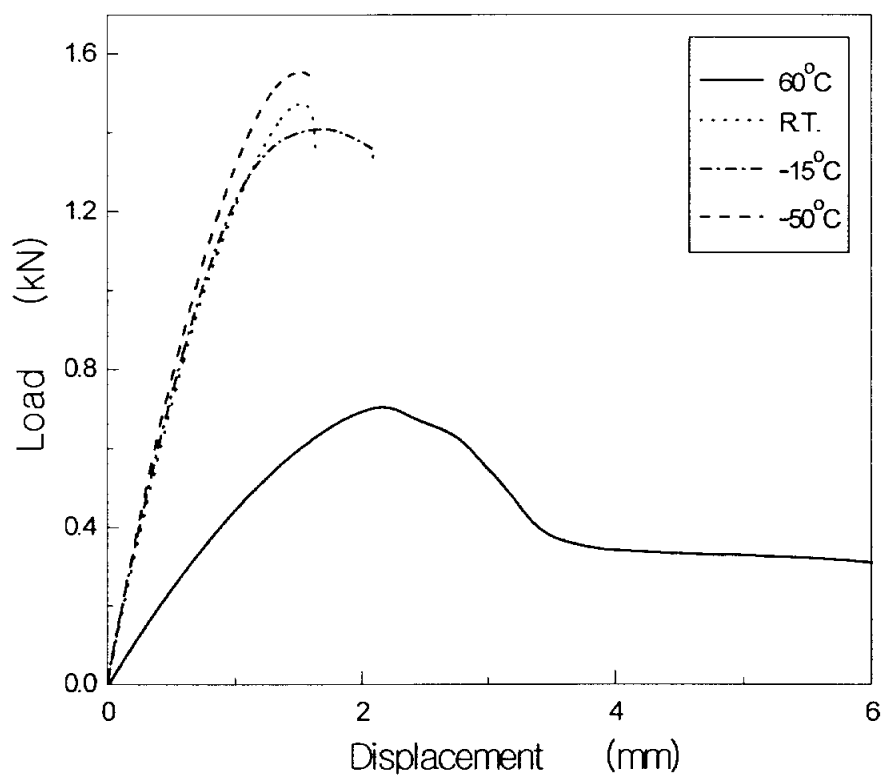


Fig. 3.1 Load-displacement curves at various temperature.

3.1.2 온도 변화

Fig. 3.2는 온도의 변화에 대한 최대 인장강도(ultimate strength : ultimate st.)과 파단강도(fracture strength : fracture st.)을 나타낸 것이다. (○)는 최대 인장강도, (□)는 파단하중에서의 파단강도를 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 최대 인장강도는 -50℃인 경우가 가장 높게 나타나고 -15, 실온 그리고 60℃의 순으로 낮게 나타났다. 파단강도는 -50℃, -15℃, 실온, 60℃로 변화함에 따라 40.4, 39.3, 37.6, 15.2N/mm²으로 나타났다. 60℃인 경우의 최대인장강도와 파단강도가 가장 낮게 나타난 것은 Fig. 3.1에서 알 수 있듯이 유리단점유를 지배하는 PE수지의 고온특성때문이라 판단된다. 그리고 실험온도가 낮아질수록 최대인장강도와 파단강도가 증가하는 경향은 Fig. 3.1에서 고찰한 바와 같이 유리단점유의 강도와 취성이 증가한 PE에 지배를 받기 때문이라 판단된다.

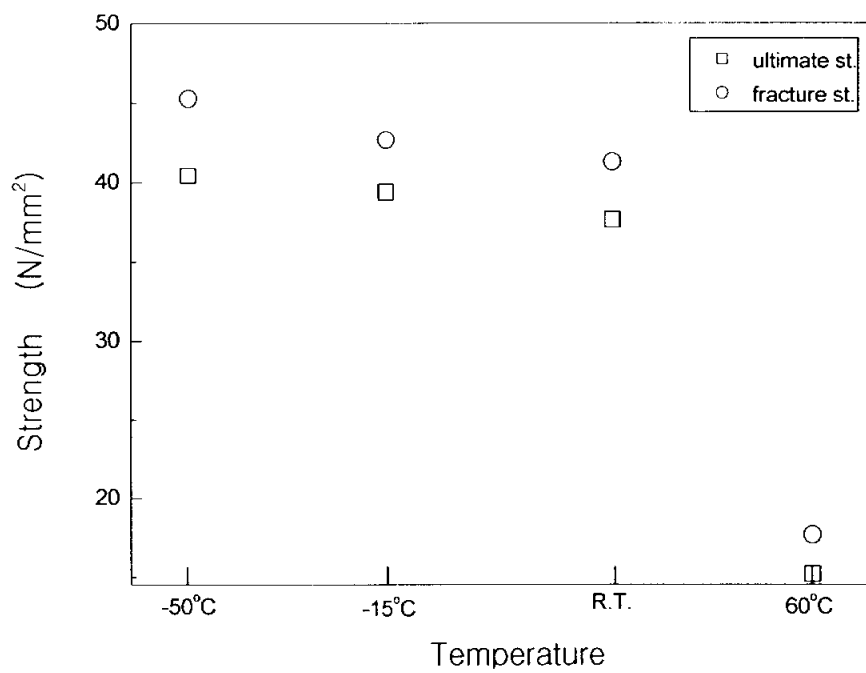


Fig. 3.2 Ultimate strength and fracture strength for various temperature.

3.1.2.1 파면해석

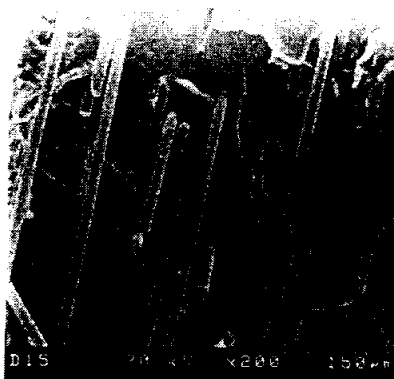
Fig. 3.3은 GF/PE복합재료의 온도의 변화에 대한 파괴형상을 보여주는 것이다. (a)는 실온, (b)는 60℃, (c)는 -15℃ 그리고 (d)는 -50℃에서의 파단면을 나타내고 있다. (a)에서 알 수 있듯이 실온에서의 파단면의 수지형태는 표면이 매끈하며, 섬유와 수지사이의 풀아웃(pull out)과 디본딩(debonding)이 주로 일어나고 섬유의 표면에 남아있는 수지의 양도 거의 없고 섬유표면도 매끄러운 파괴양상을 보이고 있다. (b)의 파단면은 실온과는 달리 섬유와 수지간의 풀아웃과 디본딩이 거의 나타나지 않고, 수지와 섬유가 혼합되어 섬유의 배열상태도 불규칙하게 배열된 양상을 보이고 있다. (c)는 (a)보다 수지의 파단된 면이 매끄럽지 않고 불규칙하게 파단된 양상을 보이고 있으며, (a)와 유사하게 섬유와 수지간의 풀아웃과 디본딩이 발생하고 있으나 풀아웃된 섬유의 길이가 (a)보다 길게 나타나고 있다. (d)는 (c)보다 수지의 표면의 불규칙성과 풀아웃된 섬유의 길이도 증가된 것을 보여주고 있다. Schultz 등²⁸⁾은 GF/PET복합재료는 저온과 고변형률에서는 매트릭스가 취성파괴되고 섬유가 풀아웃되는 현상을 보이며 실온에서 보다 기계적 특성이 좋아진다고 보고하였다. 본 연구에서 인장실험에 사용한 GF/PE 복합재료도 이들의 결과와 유사한 경향을 보이고 있다. 따라서 3.1.2절에서 고찰한 온도변화에 대한 인장파괴거동은 섬유와 수지사이의 디본딩, 풀아웃, 섬유배열 상태와 매트릭스의 변형이 모두 혼합되어 나타나는 복합적인 파괴양상이라 판단된다.



(a) R.T.



(b) 60°C



(c) -15°C



(d) -50°C

Fig. 3.3 SEM photographs of tensile fracture surfaces for 10% fiber fraction at various temperature.

3.2 충격치

3.2.1. 온도변화

Fig. 3.4는 스펠길이가 20mm인 GF/PE 복합재료를 온도의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 의 값들을 BW ϕ 에 대하여 나타낸 것이다. $\square$ 는 60℃, $\bigcirc$ 는 실온, $\triangle$ 는 -15℃ 그리고 ∇ 는 -50℃인 경우를 나타내고 있다. 총 파괴에너지 U 의 값들은 60℃, 실온, -50℃의 경우에는 크고 작음을 알 수없이 혼재된 양상을 보이고 있다. 온도가 고온과 저온으로 변화함에 따라 수치의 분산도 크고 불안정한 양상을 보이는 온도의존성을 나타내고 있다.

Fig. 3.5는 스펠길이가 30mm일 때 BW ϕ 에 대한 총 파괴에너지 U 의 값들을 온도의 변화에 대하여 나타낸 것이다. 온도의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 의 값들은 60℃일 때가 가장 높게 나타나고 실온일 때와 -15℃인 경우에는 혼재된 양상을 보였다. 수치의 분산과 불안정성은 스펠길이가 20mm인 Fig. 3.4보다 분산과 불안정성이 감소하고 있다.

Fig. 3.6은 스펠길이가 40mm인 경우를 나타낸 것으로 표기방법은 Fig. 3.4와 동일하다. 총파괴에너지 U 의 크기는 각각의 온도변화에 대하여 혼재된 양상을 보였으며 수치의 분산과 불안정성은 스펠길이가 30mm인 경우를 나타내는 Fig. 3.5보다 분산과 불안정성이 감소하고 있다. 그리고 온도를 고온으로 변화시킨 경우보다 온도를 저온으로 변화하였을 때의 경우가 수치의 분산도 크고 불안정하게 나타나므로 고온의 영향보다는 저온의 영향을 더 많이 받고 있음을 알 수 있다. 이것은 Fig. 3.4와 Fig. 3.5의 경우와 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 3.7은 동일한 스펠길이의 조건에서 온도의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타낸 것으로 표기방법은 Fig. 3.4와 동일하다. 임계파괴에너지 G_{IC} 는 2.2.2절의 식(1)의 총 파괴에너지와 무차원계수인 BW ϕ 의

가울기로서 산출하였다. 스펠길이 20mm인 경우 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 온도가 실온, 60, 15, -50°C 로 변화함에 따라 0.07, 0.06, 0.06, $0.05\text{J}/\text{mm}^2$ 을 나타내었다. 이러한 경향은 스펠길이 20mm, 30mm인 경우에도 유사한 경향을 보였다. 온도변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값들은 스펠길이 40mm인 경우에는 온도의 변화에 따라 수치의 분산이 작으나 스펠길이 30 그리고 20mm로 감소함에 따라 온도의 변화에 대해 수치의 분산이 커지고 있다. 그리고 온도조건이 실온일 경우의 임계파괴에너지 G_{IC} 는 스펠길이의 변화에 따라 거의 선형으로 감소하고 있으나 온도조건이 60, -15 그리고 -50°C 로 변화할 때의 임계파괴에너지 G_{IC} 는 비선형적으로 감소하며, 저온으로 변화할수록 비선형이 증가하고 있다. 따라서 임계파괴에너지 G_{IC} 는 온도를 고온으로 변화시킨 경우보다 온도를 저온으로 변화하였을 때 불안정성이 증가하므로 고온의 영향보다는 저온의 영향을 더 많이 받고 있음을 알 수 있다.

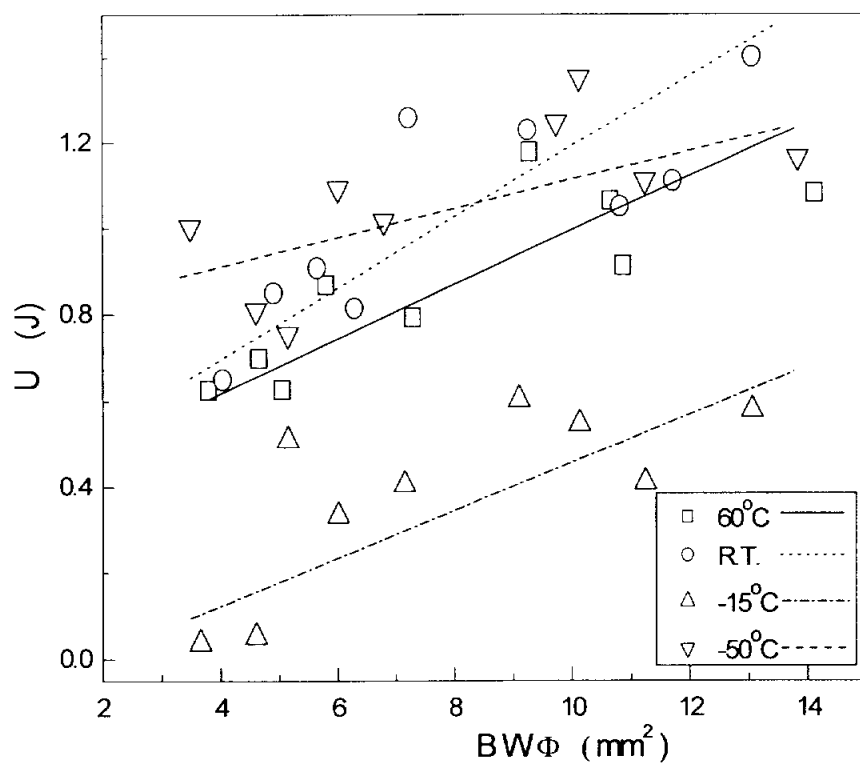


Fig. 3.4 U vs $BW\Phi$ for various temperature at 20mm span.

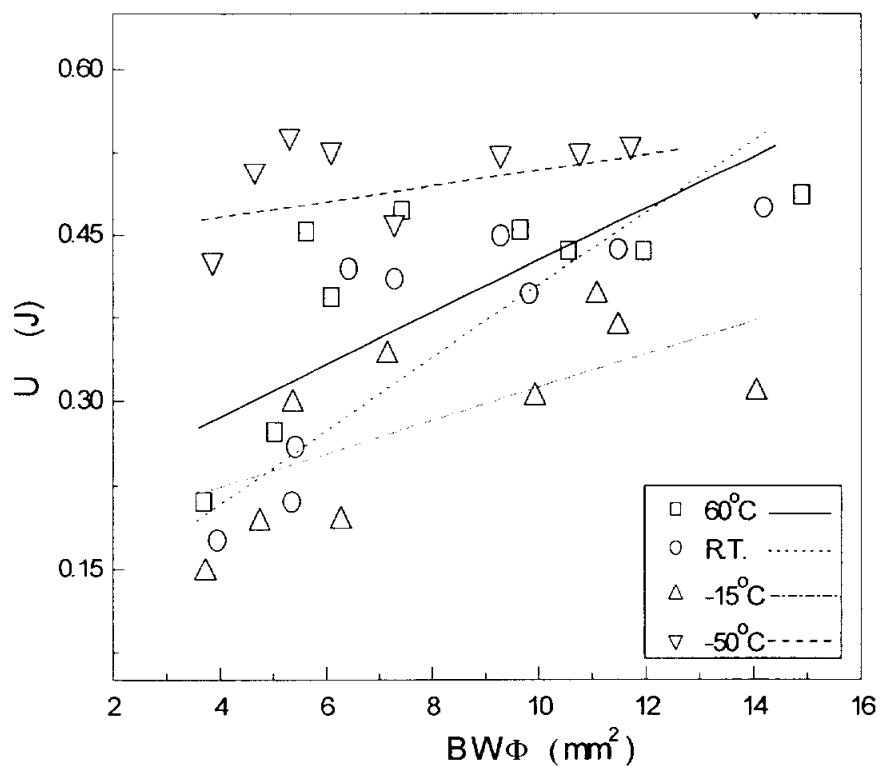


Fig. 3.5 U vs $BW\Phi$ for various temperature at 30mm span.

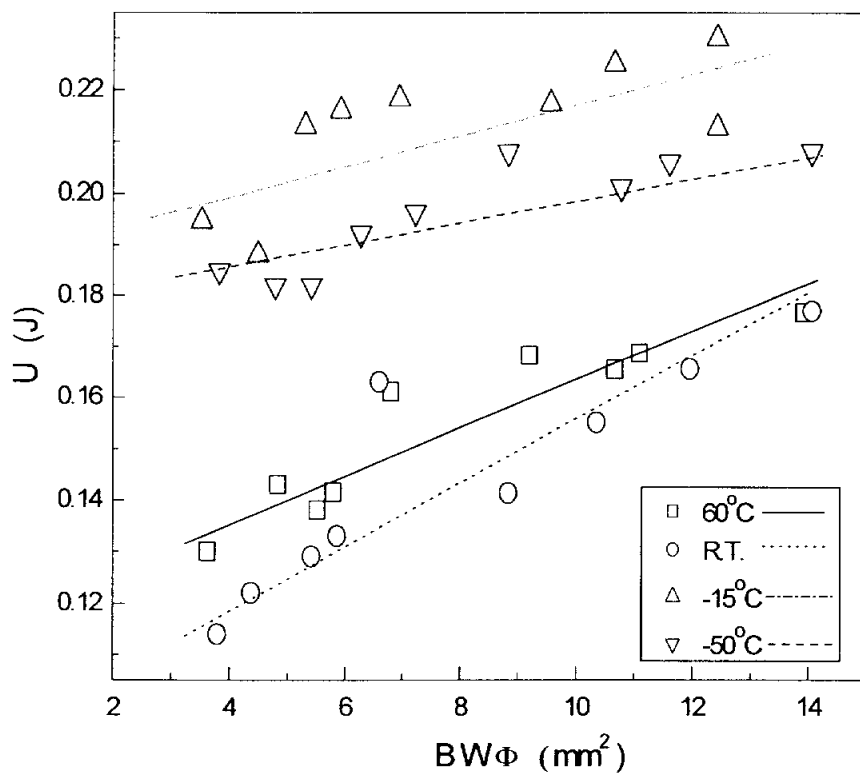


Fig. 3.6 U vs $BW\Phi$ for various temperature at 40mm span.

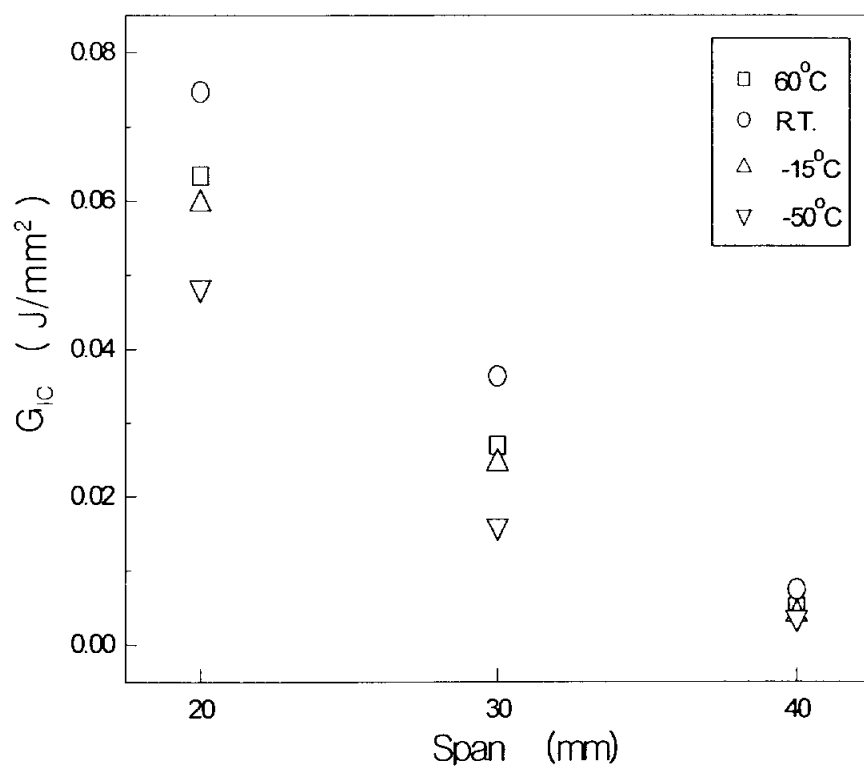


Fig. 3.7 G_{IC} vs span for various temperature

3.2.2 스펠길이의 변화

Fig. 3.8은 실온에서의 스펠길이의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 의 값들을 $BW \varnothing$ 에 대하여 나타낸 것이다. $\square$ 는 20mm, $\bigcirc$ 는 30mm, $\triangle$ 는 40mm를 나타내고 있다. 그림에서 총 파괴에너지 U 는 스펠길이가 20mm일 때가 가장 크고, 스펠길이가 40mm인 경우가 가장 낮게 나타났다. 그러나 스펠길이가 작을수록 수치의 분산과 불안정성이 증가하고 있다.

Fig. 3.9는 60°C 일 때 $BW \varnothing$ 에 대한 총 파괴에너지 U 의 값들을 스펠길이의 변화에 대하여 나타낸 것이다. 스펠길이가 20, 30, 40mm로 증가함에 따라 총 파괴에너지 U 는 0.65~1.4, 0.18~0.48, 0.11~0.18J의 값을 나타내고 있다. 또한 스펠길이가 감소할수록 수치의 분산과 불안정성이 증가하며 실온의 경우인 Fig.3.12와 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 3.10은 -15°C 에서의 총 파괴에너지 U 를 스펠길이의 변화에 대하여 나타낸 것이다. 총 파괴에너지 U 와 임계파괴에너지 G_{IC} 의 거동은 Fig. 3.8과 Fig. 3.9의 경우와 유사하게 스펠길이가 20, 30 그리고 40mm의 순으로 낮게 나타났다. 그리고 수치의 분산과 불안정은 스펠길이 40mm일 때가 가장 적게 나타났으며, 스펠길이가 감소할수록 수치의 흠어짐과 불안정성이 증가하고 있다.

Fig. 3.11은 -50°C 일 때 $BW \varnothing$ 에 대한 총 파괴에너지 U 의 값들을 스펠길이의 변화에 대하여 나타낸 것이다. 총 파괴에너지 U 는 온도조건이 같은 저온영역대로 변화한 -15°C 의 결과를 나타내는 Fig. 3.10과 유사하게 스펠길이가 20mm, 30mm, 40mm의 순으로 낮게 나타났으며 수치의 흠어짐과 불안정성은 -15°C 인 경우보다 증가하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3.12은 동일한 온도조건에서의 스펠길이의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타낸 것으로 표기방법은 Fig. 3.8, 임계파괴에너지 G_{IC} 의 산출은 Fig. 3.7과 동일하다. 실온에서 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 스펠

길이가 20, 30, 40mm로 변화함에 따라 0.07, 0.04, 0.01J/mm²로 나타났다. 이러한 경향은 -15℃, 50℃, 60℃에서도 값의 차이는 다소 있지만 유사한 경향을 보였다. 그러나 동일한 온도조건에서 스펠 길이가 20mm인 경우가 임계 파괴에너지 G_{IC} 의 값이 가장 높게 나타나고 있지만, 스펠 길이가 증가할수록 수치의 변화폭이 감소하고 수치가 안정된 양상을 보이고 있다. 따라서 스펠 길이가 20mm인 경우에는 수치의 변화폭과 불안정성이 가장 크며, 스펠 길이가 증가할수록 변화의 폭과 불안정성이 감소하므로 스펠 길이가 40mm일 때가 본 연구에서는 적절한 조건이라 판단된다.

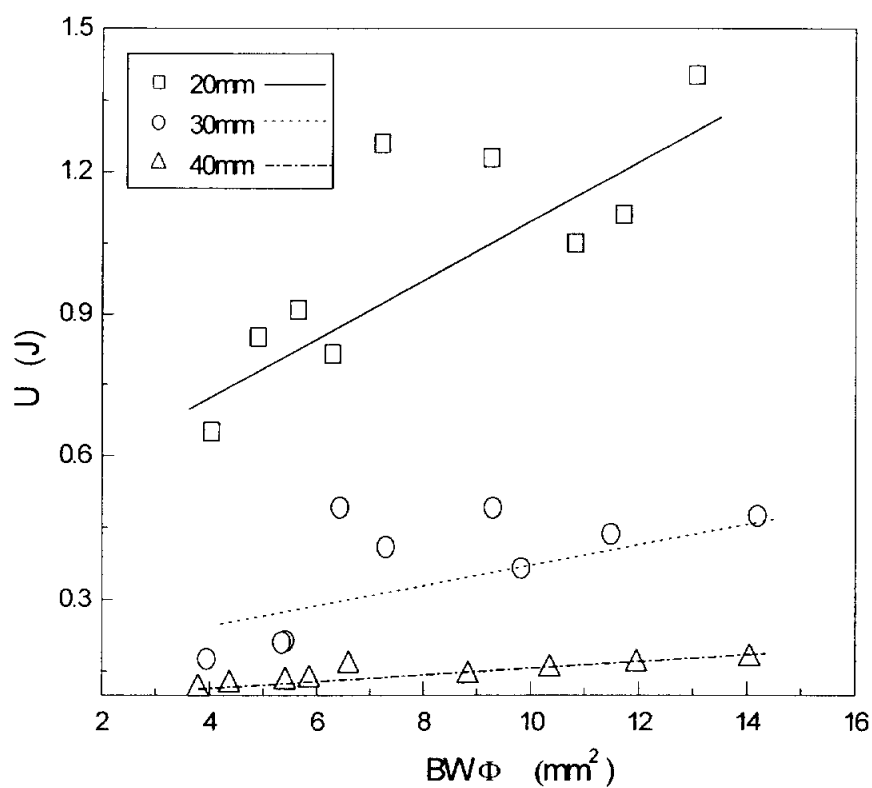


Fig. 3.8 U vs $BW\Phi$ for various span at ambient.

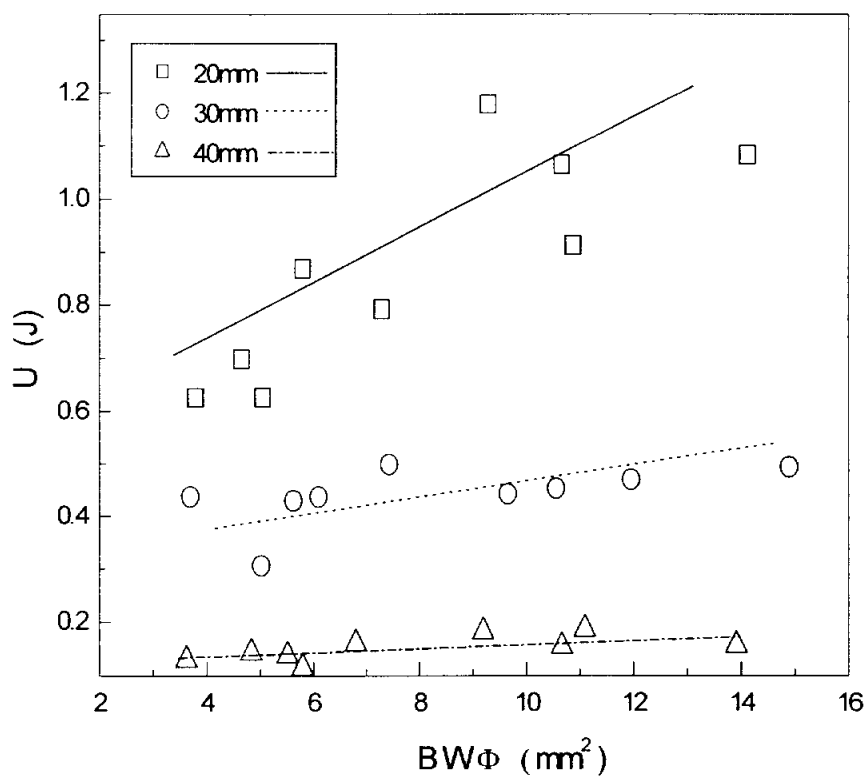


Fig. 3.9 U vs $BW\Phi$ for various span at 60°C .

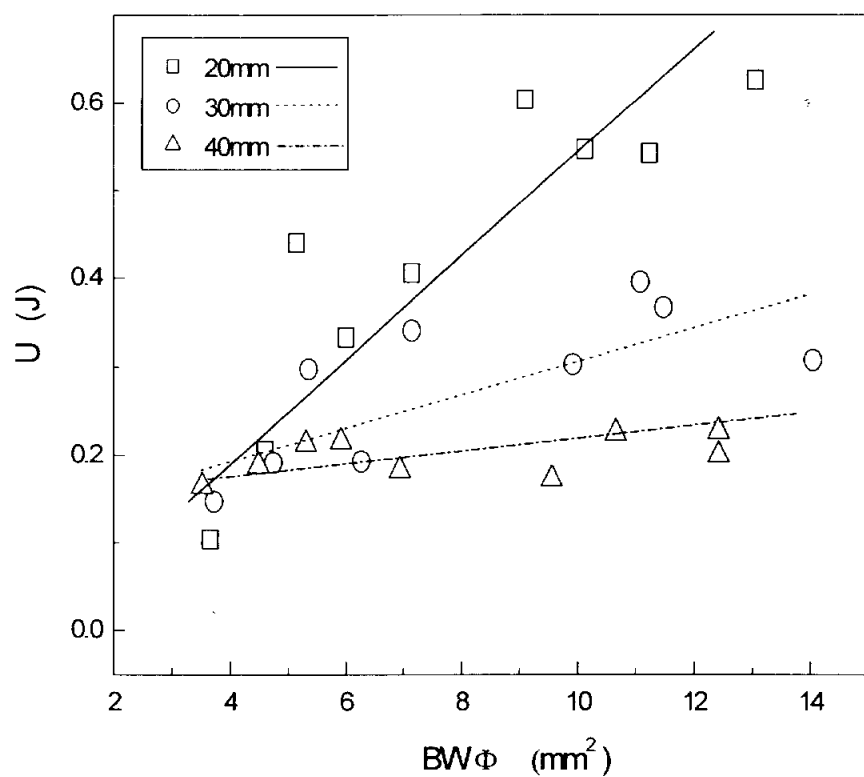


Fig. 3.10 U vs BWΦ for various span at -15°C.

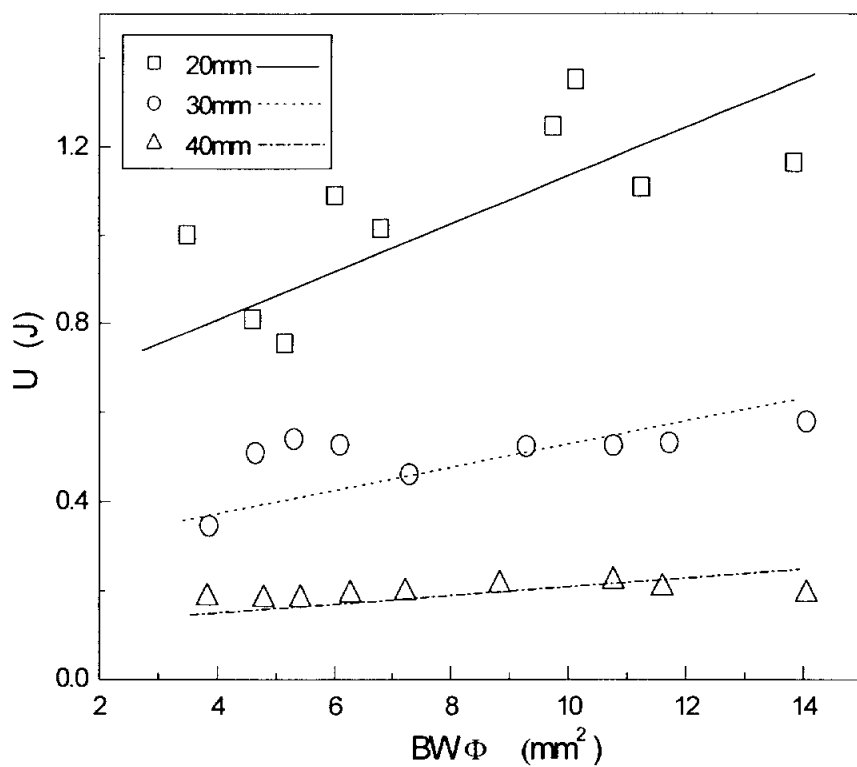


Fig. 3.11 U vs $BW\Phi$ for various span at -50°C.

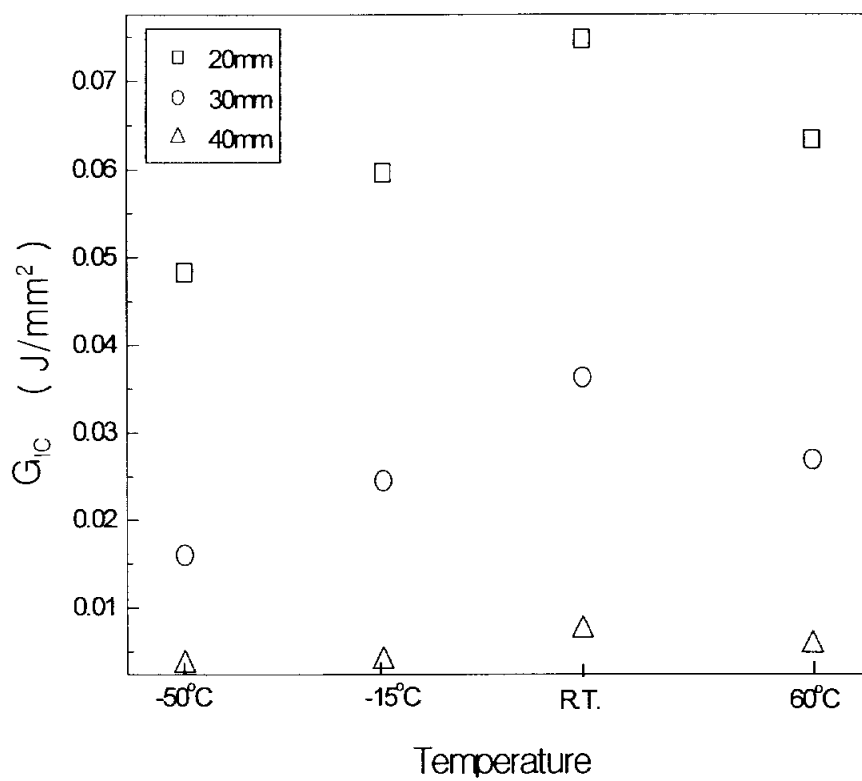


Fig. 3.12 G_{IC} vs various temperature for span

3.2.3 파면해석

Fig. 3.13은 섬유함유율 10%, 스펀길이 20mm인 GF/PE복합재료의 실온에서의 파단면을 파단부위에 따라 나타낸 것으로 (a)는 파단 시작부분, (b)는 파단면의 중앙부위, (c)는 파단면의 끝부분을 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 파단 시작부분과 파단 끝부분은 중앙부위에 비하여 풀아웃된 섬유의 길이가 짧게 나타나고 있으며 수지의 파단면도 매끄럽게 파단된 양상을 보이고 있다. 이러한 양상은 스펀길이가 30mm 그리고 40mm일 때도 유사한 경향을 보이고 있다. 그리고 온도가 60, -15 그리고 -50℃인 경우에도 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 3.14는 스펀길이가 20mm인 GF/PE복합재료의 온도변화에 대한 파괴형상을 보여주는 것으로 (a)는 60℃, (b)는 RT, (c)는 -15℃, (d)는 -50℃의 파단면을 나타내고 있다. 먼저 온도의 변화에 대한 수지의 변형을 비교하여 보면 (b)의 파단면의 수지형태는 연성과 인성의 영향이 거의 없으며, (a)는 연성과 인성이 증가한 파단형태를 보이고 있다. 이것은 실험에 사용한 GF/PE복합재료의 수지가 열가소성 수지이므로 온도가 상승하면 연성과 인성이 증가하는 수지의 고온특성에 의한 것으로 생각된다. 그리고 (c)와 (d)를 비교하여보면 (b)보다 연성과 인성이 감소한 취성파면형태를 보이고 있다. 이것은 고온의 경우에서와 유사하게 열가소성수지의 저온특성에 의한 것으로 생각된다. 다음으로 섬유의 파단형태를 비교하여 보면 (b)는 섬유와 수지사이의 풀아웃(pull out)과 디본딩(debonding)이 주로 일어나고 섬유의 표면에 남아있는 수지의 양도 거의 없고 섬유표면도 매끄러운 파괴양상을 보이고 있다. (a)의 파단면은 섬유와 수지의 디본딩과 섬유의 풀아웃은 (b)와 유사한 양상을 보이고 있으나, (b)와 달리 섬유표면에 남아있는 수지의 양도 증가하고 섬유와 수지간의 디본딩이 적게 발생함을 보이고 있다. (c)와 (d)는 풀아웃이 주

로 발생하는 양상을 보이고 있으나 (d)에 비해 (c)는 디본딩이 많이 발생하고 있음을 보여주고 있다. 따라서 온도변화에 대한 인장파괴거동은 온도에 대한 수지의 특성, 디본딩과 풀아웃이 혼합된 복합적인 파괴양상이라 생각되며 스펀길이가 30 그리고 40mm인 경우에도 유사한 경향을 보였다.

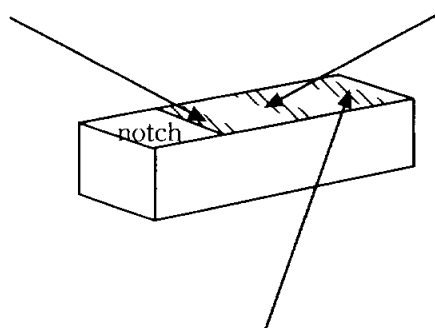
Fig. 3.15는 섬유함유율이 10%인 GF/PE복합재료의 스펀길이의 변화에 대한 파단형상을 나타낸 것으로 (a)는 20mm, (b)는 30mm, (c)는 40mm의 파단면을 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 각각의 스펀길이의 변화에 대하여 풀아웃과 디본딩이 동시에 나타나고 있으나 스펀길이가 40mm인 경우가 풀아웃과 디본딩이 많이 일어나고 스펀길이가 감소할수록 수지의 파단면은 매끈하게 파단되어 취성파괴의 형태를 보이며 섬유에 남아있는 수지의 양도 작고 수지의 변형도 적게 됨을 알 수있다. 따라서 3.2.1절과 3.2.2절에서 고찰한 온도의 변화와 스펀길이의 변화에 대한 충격파괴거동은 수지의 변형과 섬유와 수지의 디본딩 그리고 섬유의 풀아웃이 혼합되어 나타나는 복합적인 파괴양상이라 생각된다.



(a) end of notch



(b) middle of fracture surface



(c) end of fracture surface

Fig. 3.13 SEM photographs of impact fracture surfaces for 20mm span at room temperature.



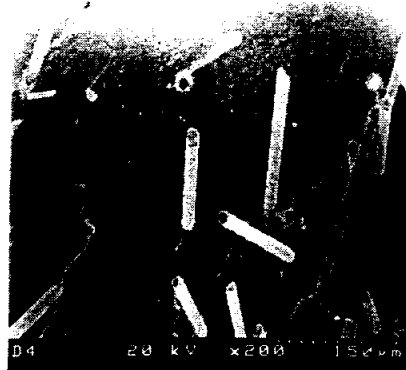
(a) 60°C



(b) R.T.



(c) 15°C



(d) -50°C

Fig. 3.14 SEM photographs of impact fracture surfaces
for 20mm span at various temperature.



(a) 20mm



(b) 30mm



(c) 40mm

Fig. 3.15 SEM photographs of impact fracture surfaces for various span at room temperature.

제 4 장 GF/PP 복합재료의 파괴거동

4.1 인장강도

4.1.1 하중변위 곡선

Fig. 4.1은 섬유함유율이 10%인 GF/PP의 온도의 변화에 대한 하중변위곡선을 나타낸 것이다. 하중변위 곡선의 양상은 Fig. 4.1의 결과와 유사하게 금속재료에서 전형적으로 보여지는 상향복점과 하향복점이 나타나지 않고 최대응력에 도달하였다가 파단되는 양상을 보이고 있다. 60℃인 경우의 하중변위곡선은 다른 온도조건하에서의 하중변위곡선보다 최대하중에 도달하는 기울기가 완만하며, 증가된 변위량을 보이고 있는데 이것은 매트릭스로 사용한 PP수지가 열가소성 수지이므로 온도의 상승으로 인한 연성의 증가로 인한 것이라 생각된다. 이러한 경향은 섬유함유율이 20% 그리고 30%인 경우에도 유사한 경향을 보였다. -15℃인 경우의 하중변위곡선은 실온의 경우보다 최대하중에 도달하는 기울기가 증가된 양상을 보이고 있는데, 이것은 60℃인 경우에 나타나는 고온특성과 다르게 PP의 연성이 감소하여 취성이 증가되는 저온특성의 영향으로 생각된다. 그리고 변위량이 실온과 -50℃보다 다소간 증가한 경향을 보였다. 이것은 Fig. 3.1의 결과와 유사하게 유리전이온도의 영향때문이라 판단된다. 이러한 경향은 섬유함유율이 20%, 30%인 경우에도 유사한 경향을 보였다. 또한 -50℃의 온도조건으로 변화할 때의 하중변위곡선도 -15℃의 하중변위곡선보다 최대하중에 도달하는 기울기가 증가된 경향을 보이고 있는데 이것은 -50℃의 경우는 -15℃인 경우보다 매트릭스로 사용한 PP수지의 취성이 더욱 증가되기 때문이라 판단된다.

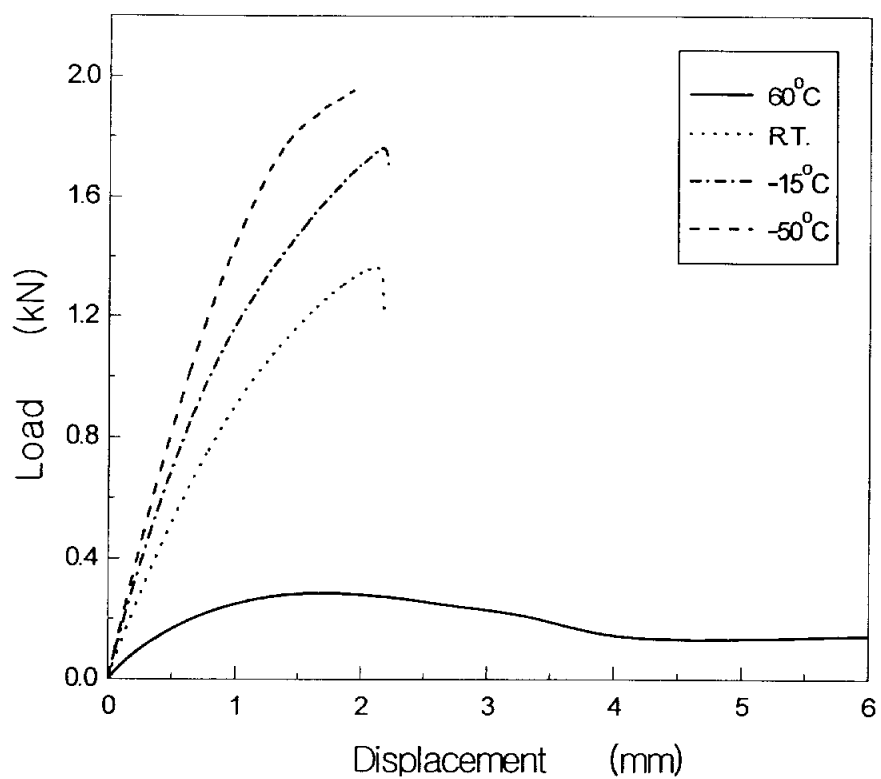


Fig. 4.1 Load-displacement curves with 10% fiber volume fraction at various temperature

4.1.2 섬유함유율의 변화

Fig. 4.2는 섬유함유율의 변화와 온도의 변화에 따른 최대인장강도를 나타낸 것으로 □는 섬유함유율 10%, ○는 섬유함유율 20%, △는 섬유함유율이 30%인 경우를 나타내고 있다. 그림에서 동일한 온도조건에서는 섬유함유율이 30%인 경우의 최대인장강도가 가장 높게 나타나고 20%, 10%의 순으로 낮게 나타났다. 이것은 수지에 대한 유리섬유의 부피함유율이 증가할수록 인장강도가 증가하기 때문이라 생각된다.

Fig. 4.3은 섬유함유율의 변화와 온도의 변화에 따른 파단강도를 나타낸 것이다. 실온에서의 파단강도는 수지에 대한 유리섬유의 부피함유율이 10, 20, 30%로 증가함에 따라 43.6, 47.6, 50.3N/mm²을 나타내고 있다. 이러한 양상은 다른 온도조건에서도 유사한 경향을 보였으며, Fig. 4.2의 경우와 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 4.2와 Fig. 4.3에서 알 수 있듯이 섬유로 강화되지 않은 순수 PP 수지로 된 재료보다 유리섬유로 강화된 복합재료의 강도가 높게 나타나며, 수지에 대한 유리단섬유의 섬유함유율이 증가할수록 GF/PP복합재료의 강도는 증가한다. 따라서 복합재료를 성형할 때 복합재료의 강도에 큰 영향을 미치는 섬유함유율의 조건은 본 연구에서는 섬유함유율이 30%일 때가 적절한 조건이라 생각되며 섬유함유율이 30%보다 높은 GF/PP복합재료와의 비교 검토가 앞으로의 연구과제로 요망된다.

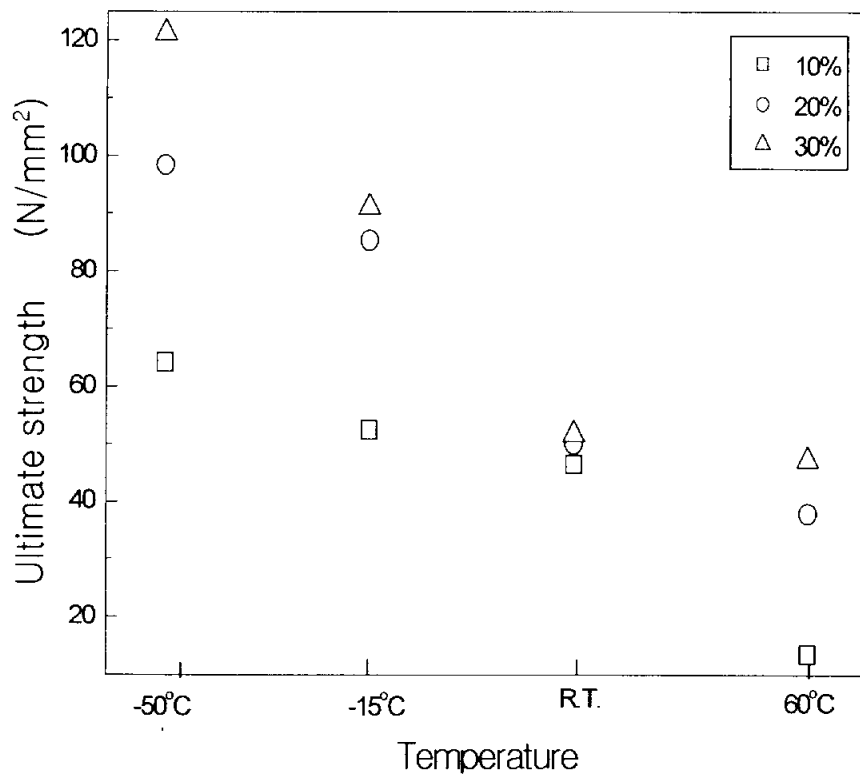


Fig. 4.2 Ultimate strength vs various temperature
for fiber volume fraction.

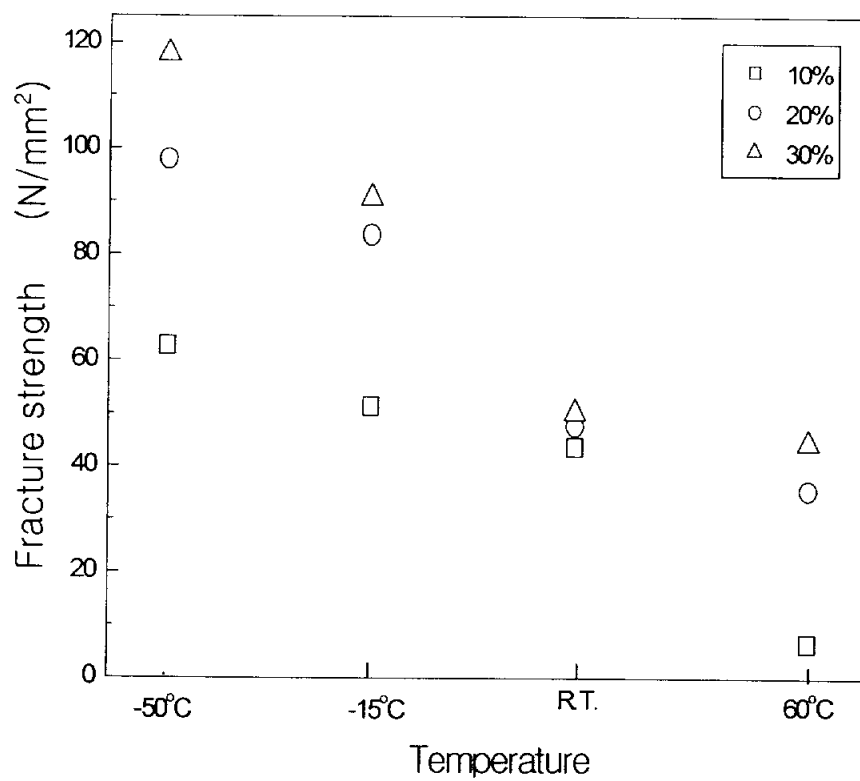


Fig. 4.3 Fracture strength vs various temperature for fiber volume fraction.

4.1.3 온도의 변화

Fig. 4.4는 섬유함유율의 변화와 온도의 변화에 대한 최대인장강도를 나타낸 것이다. □는 60℃, ○는 RT, △는 -15℃, ▽는 -50℃인 경우를 나타내고 있다. 섬유함유율이 10%인 경우 온도조건이 60℃, RT, -15℃, -50℃로 변화함에 따라 최대인장강도는 13.6, 46.4, 52.5, 64.2N/mm²의 값을 나타내고 있다. 이러한 양상은 다소간 수치의 차이는 있지만 섬유함유율이 20%, 30%인 경우에도 유사한 경향을 보였다. 그림에서 60℃인 경우 최대인장강도는 급격히 감소하고 있으며, -15℃인 경우에는 60℃인 경우보다 증가율이 낮게 나타났다. 그리고 -50℃에서 최대인장강도의 증가는 60℃인 경우와 유사하게 증가율이 크게 나타나고 있다. 섬유함유율이 20%인 경우에는 섬유함유율이 10%인 경우와는 다르게 60℃에서의 인장강도는 급격히 감소하지 않고, -15℃인 경우의 증가율이 크게 나타났다. -50℃인 경우는 섬유함유율이 10%인 경우와 유사한 증가율을 나타내고 있다. 섬유함유율이 30%인 경우에는 60℃와 -15℃에서의 최대인장강도의 거동은 섬유함유율이 20%인 경우와 유사하게 나타났으나, -50℃인 경우의 증가율은 섬유함유율이 20%인 경우보다 다소간 높게 나타났다.

Fig. 4.5는 섬유함유율의 변화와 온도의 변화에 대한 파단강도를 나타낸 것이다. 그림에서 섬유함유율이 10%인 경우 -50℃인 경우가 가장 높게 나타나고 -15℃, RT, 60℃의 순으로 낮게 나타났다. 그리고 동일한 섬유함유율의 조건에서 파단강도의 변화는 Fig. 4.4의 최대인장강도의 거동과 유사하게 나타났다.

Fig. 4.4와 Fig. 4.5에서 알 수 있듯이 60℃일 때의 인장강도와 파단강도가 가장 낮게 나타나는 것은 고온에서 증가된 연성으로 인한 것으로 생각된다. 그리고 온도조건이 저온으로 변화할수록 인장강도가 증가하는

것은 4.1.3절의 파면해석에서 알 수 있듯이 강화재로 사용한 유리단섬유와 취성이 증가된 PP수지와와의 파괴특성에 의한 것이라 판단된다.

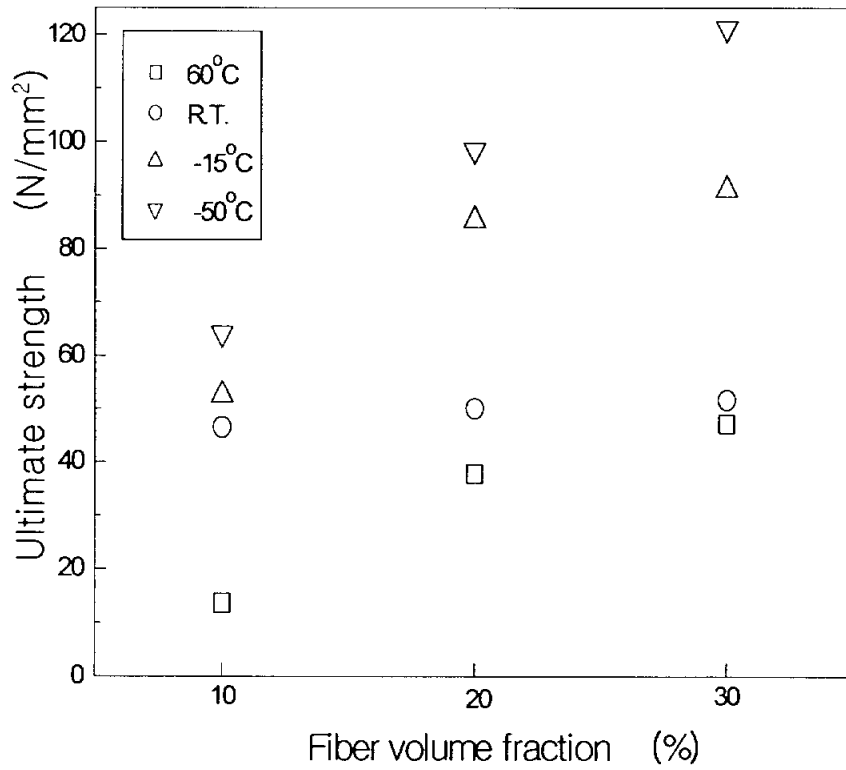


Fig. 4.4 Ultimate strength vs various fiber volume fraction for temperature.

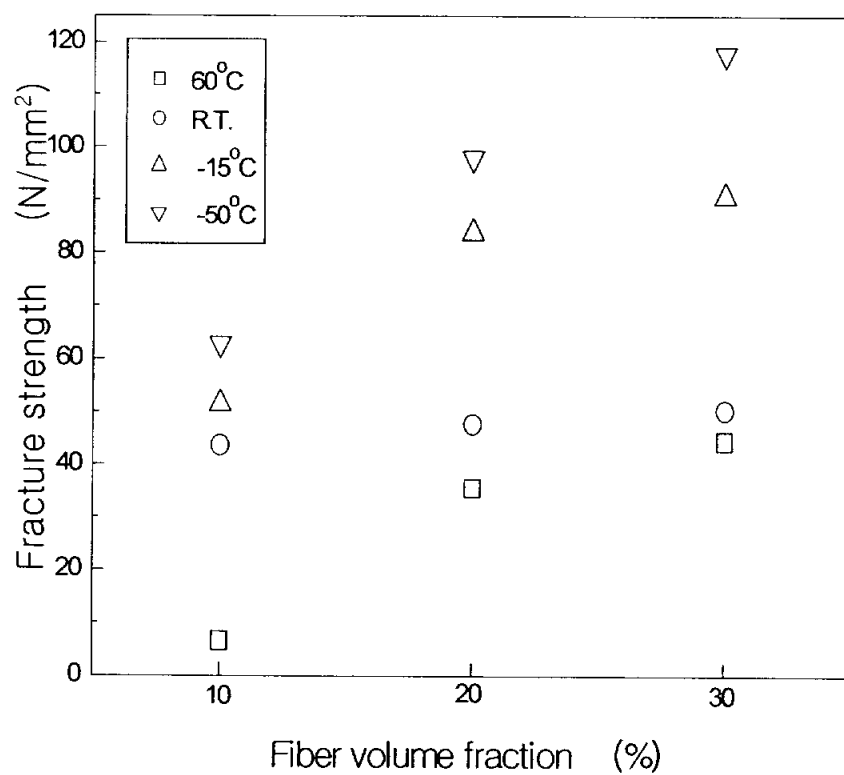


Fig. 4.5 Fracture strength vs various fiber volume fraction for temperature.

4.1.3.1 파면해석

Fig. 4.6은 섬유함유율이 10%인 GF/PP 복합재료의 온도변화에 대한 파괴형상을 보여주는 것으로 (a)는 60℃, (b)는 RT, (c)는 -15℃, (d)는 -50℃에서의 파단면을 나타내고 있다. (a)에서 알 수 있듯이 섬유와 수지간의 디본딩과 섬유의 풀아웃이 거의 나타나지 않고 연성과 인성이 증가하는 모습을 보이고 있으며 수지와 섬유가 혼합되어 섬유의 배열상태도 불규칙하게 배열된 양상을 보이고 있다. (b)는 수지의 파단형태는 (a)와는 다르게 파단된 표면이 매끈하게 파단되며 섬유와 수지사이의 풀아웃(pull out)과 디본딩(debonding)이 주로 일어나고 섬유의 표면에 남아있는 수지의 양도 거의 없고 섬유표면도 매끄러운 파괴양상을 보이고 있다. (c)는 (b)보다 수지의 파단된 면이 매끄럽지 않고 불규칙하게 파단된 양상을 보이고 있으며 (b)와 유사하게 섬유와 수지간의 풀아웃과 디본딩이 발생하고 있으나 풀아웃된 섬유의 길이가 (b)보다 길게 나타나고 있다. (d)는 (c)보다 수지의 표면의 불규칙성과 풀아웃된 섬유의 길이도 증가된 것을 보여주고 있다. 이러한 경향은 GF/PE복합재료의 인장파괴거동과 유사하게 Schultz²⁸⁾ 등이 보고한 것과 동일한 경향을 보이고 있다. 따라서 4.1.3절에서 고찰한 온도변화에 대한 인장파괴거동은 섬유와 수지사이의 디본딩과 풀아웃, 섬유배열 상태와 매트릭스의 변형이 모두 혼합되어 나타나는 복합적인 파괴양상이라 생각된다.

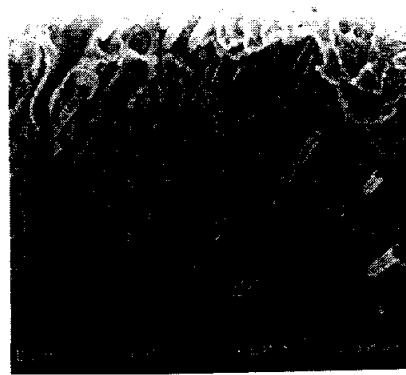
Fig. 4.7은 섬유함유율이 20%인 GF/PP 복합재료의 온도변화에 대한 파괴형상을 보여주는 것으로 (a)는 60℃, (b)는 RT, (c)는 -15℃ 그리고 (d)는 -50℃에서의 파단면을 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 각각의 온도변화에 다른 수지의 변형과 섬유와 수지간의 파손양상은 Fig. 4.6과 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 4.8은 섬유함유율이 30%인 GF/PP 복합재료의 온도변화에 대한

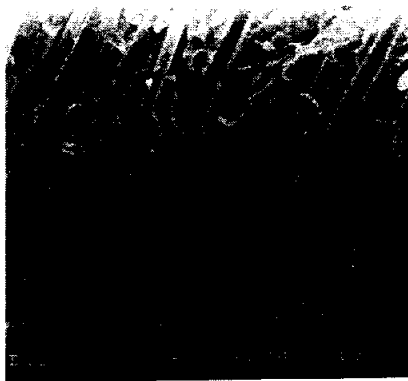
파괴형상을 보여주는 것으로 (a)는 60℃, (b)는 RT, (c)는 15℃, (d)는 50℃에서의 파단면을 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 각각의 온도변화에 따른 수지의 변형과 섬유와 수지간의 파손양상은 Fig. 4.6과 Fig. 4.7의 경우와 유사한 경향을 보이고 있다.



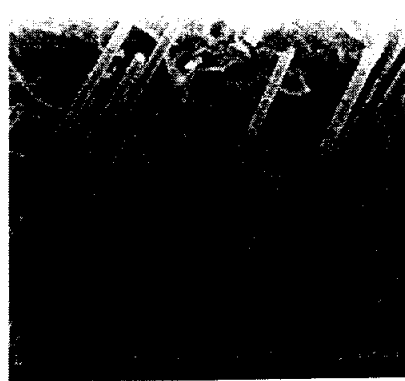
(a) 60°C



(b) R.T.



(c) -15°C

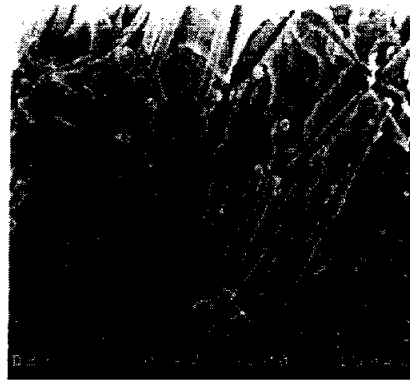


(d) -50°C

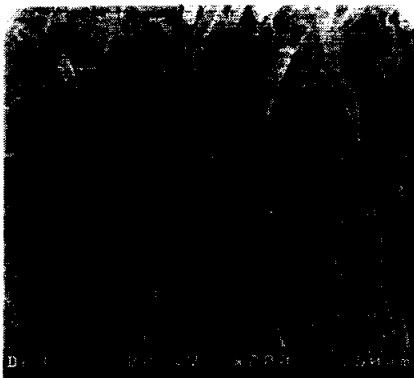
Fig. 4.6 SEM photographs of tensile fracture surfaces for 10% fiber fraction GF/PP tested at various temperature.



(a) 60°C



(b) R.T.

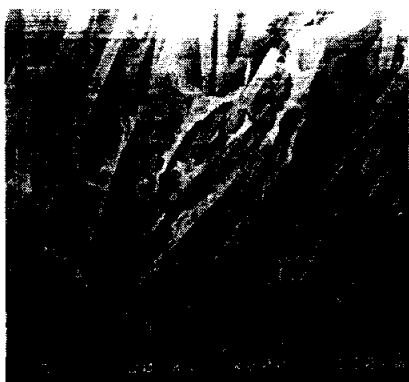


(c) -15°C

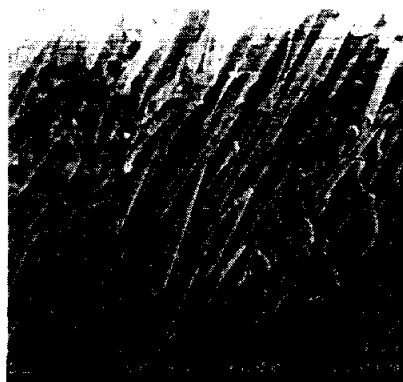


(d) -50°C

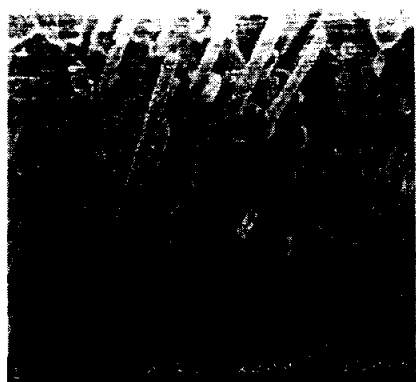
Fig. 4.7 SEM photographs of tensile fracture surfaces for 20% fiber fraction GF/PP tested at various temperature.



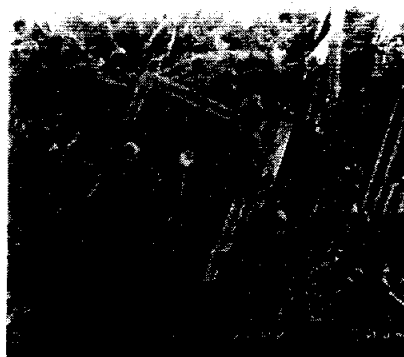
(a) 60°C



(b) R.T.



(c) -15°C



(d) -50°C

Fig. 4.8 SEM photographs of tensile fracture surfaces for 30% fiber fraction GF/PP tested at various temperature.

4.2 충격치

4.2.1. 섬유함유율

Fig. 4.9와 Fig. 4.10은 RT와 60℃, 스펠길이 20mm인 경우 총 파괴에너지 U를 BW ϕ 에 대하여 나타낸 것이다. □는 섬유함유율이 10%, ○는 20%, △는 30%일 때를 나타내고 있다. Fig. 4.9에서 총 파괴에너지 U는 섬유함유율이 30%인 경우가 가장 높게 나타나고 10%, 20%의 순으로 낮게 나타났다. 그러나 Fig. 4.10은 섬유함유율이 20%, 10%, 30%의 순으로 낮게 나타났다. 각각의 섬유함유율에 대한 수치의 분산은 Fig. 4.9와 Fig. 4.10의 두 경우 모두 섬유함유율이 10%인 경우가 가장 크게 나타났다. 그리고 Fig. 4.9보다 Fig. 4.10의 수치의 분산이 다소간 감소하는 경향을 나타내고 있다. Fig. 4.11과 Fig. 4.12는 스펠의 길이 20mm, -15℃와 -50℃인 경우의 총 파괴에너지 U를 나타내고 있으며 표기방법은 Fig. 4.9와 동일하다. Fig. 4.11에서 총 파괴에너지 U는 Fig. 4.9와 Fig. 4.10의 결과와는 다르게 섬유함유율이 20%, 30%, 10%의 순으로 낮게 나타났으며 수치의 분산도 많은 것을 보여 주고 있다. 그리고 Fig. 4.12는 섬유함유율이 10%인 경우와 30%인 경우의 값들이 혼재되어 있고 흩어짐이 많으므로 앞서의 Fig. 4.9~11의 경우처럼 총 파괴에너지 U에 대한 고찰이 사실상 거의 불가능하다. 그리고 RT의 Fig. 4.9, 고온의 Fig. 4.10 그리고 저온영역대의 Fig. 4.11~12들의 결과들을 비교하여 보면 RT에서의 흩어짐보다 온도가 고온과 저온으로 변할 때의 흩어짐이 증가하고 있으며 특히 저온으로의 변하는 경우 15℃의 경우보다 -50℃의 경우가 수치의 분산이 더 큰 것을 알 수 있다. 따라서 수치의 분산은 섬유함유율의 영향보다 온도의 변화에 대한 영향이 더 큰 것으로 판단된다.

Fig. 4.13과 Fig. 4.14는 RT와 60℃, 스펠길이가 30mm인 경우 BW ϕ

에 대한 총 파괴에너지 U 를 나타낸 것이다. 표기방식은 Fig. 4.9와 동일하다. Fig. 4.13에서 총 파괴에너지 U 의 값은 각각의 섬유함유율에 대해 혼재된 양상을 보이고 있으나 Fig. 4.14에서는 섬유함유율이 30%인 경우가 가장 높고 10%인 경우가 가장 낮게 나타났다. 그리고 Fig. 4.13보다 Fig. 4.14의 경우가 섬유 함유율에 대한 총 파괴에너지 U 의 분산이 크며, 총 파괴에너지 U 의 값들이 혼재된 양상을 보이고 있다.

Fig. 4.15와 Fig. 4.16은 스펀의 길이가 30mm이고 온도조건이 -15°C , -50°C 일 때 섬유함유율의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 를 나타낸 것으로 Fig. 4.9와 표기방법은 동일하다. Fig. 4.15는 섬유함유율이 20%와 30%인 경우 총 파괴에너지 U 의 값들은 혼재된 양상을 보이는 반면 Fig. 4.16은 10%와 30%인 경우가 혼재된 양상을 보이고 있다. 또한 각각의 경우에서 수치의 분산이 크게 나타나고 있다. 따라서 Fig. 4.13~16의 경우도 Fig. 4.9~4.12의 경우와 유사하게 총 파괴에너지 U 의 거동은 온도에 대한 의존성을 가진다고 판단된다.

Fig. 4.17~4.20은 스펀의 길이가 40mm인 경우 섬유함유율의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 를 BW ϕ 에 대하여 나타낸 것이다

Fig. 4.17은 RT, Fig. 4.18은 60°C , Fig. 4.19는 -15°C , Fig. 4.20은 -50°C 인 경우를 나타낸다. 총 파괴에너지 U 는 Fig. 4.17~19에서는 섬유함유율이 10%와 30%가 혼재되어 있으며, Fig. 4.20에서는 30%인 경우가 가장 높고 10%와 20%는 혼재된 양상을 보이고 있다. 그리고 Fig. 4.9~4.12가 Fig. 4.13~16의 경우보다 수치의 분산이 작게 나타나고 있으며, 총 파괴에너지 U 의 값들이 BW ϕ 의 증가에 대해 비교적 선형적으로 증가하는 양상을 보이고 있다.

Fig. 4.21은 온도조건이 RT일 때 동일한 스펀길이를 가지는 섬유함유율의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 2.2.2절의 식(1)로 산출한 것이

다. □는 섬유함유율 10%, ○는 20% 그리고 △는 30%를 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 동일한 스펀길이의 조건하에서는 섬유함유율이 30%일 때의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값이 가장 높게 나타나고 20 그리고 10%의 순으로 낮게 나타남을 알 수 있다. 이러한 경향은 60°C의 Fig. 4.22, 15°C의 Fig. 4.23, -50°C의 Fig. 4.24에서도 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 4.9~4.12, Fig. 4.13~4.16, Fig. 4.17~4.20에서 알 수 있듯이 각각의 온도조건에서 섬유함유율의 변화와는 무관하게 수치의 흠어짐과 불안정성이 많이 나타나는 경향을 보였다. 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 동일한 온도조건에서 스펀의 길이에 무관하게 섬유함유율이 증가할수록 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 증가함을 알 수 있었다. 이것은 섬유로 강화되지 않은 순수 PP수지로 된 재료보다 유리섬유로 강화된 복합재료의 강도가 증가한다는 것을 의미하며 섬유함유율이 증가할 수록 GF/PP복합재료의 강도가 증가한다는 것을 나타내고 있다. 따라서 복합재료를 성형할 때 복합재료의 강도에 큰 영향을 미치는 섬유함유율의 조건은 섬유함유율이 30%일 때가 본 연구에서는 적절한 조건이라고 생각되며 섬유함유율이 30%인 GF/PP복합재료에 대한 연구가 요망된다고 생각된다.

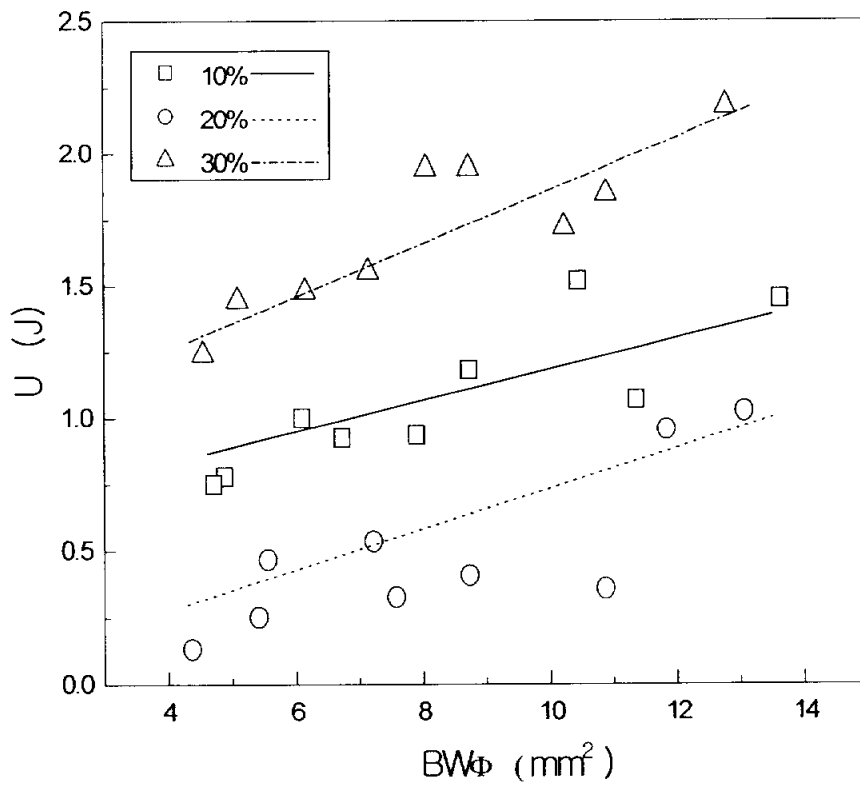


Fig. 4.9 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 20mm at room temperature.

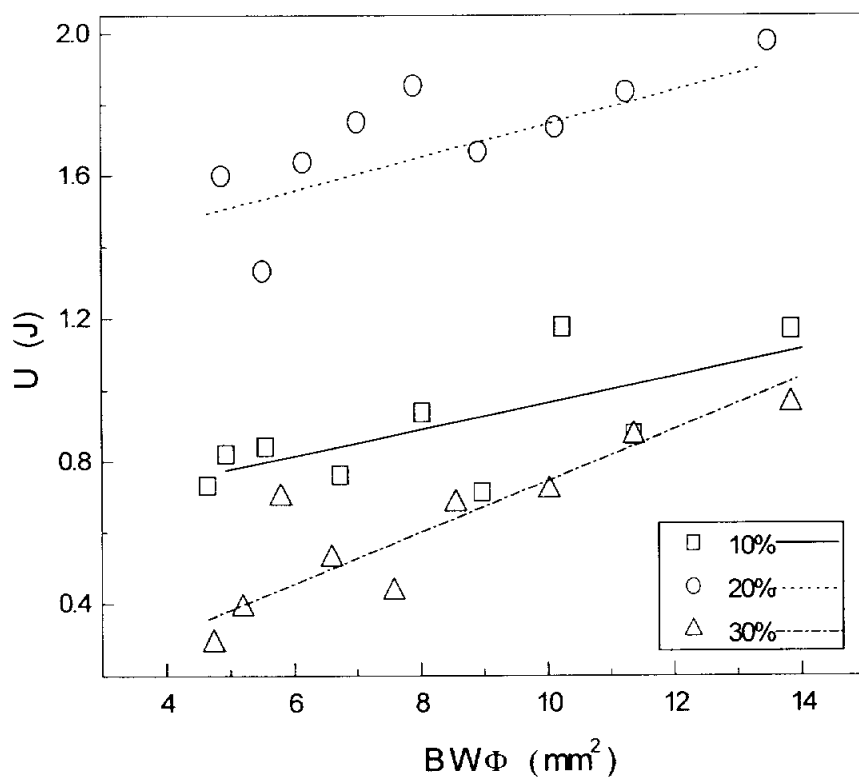


Fig. 4.10 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 20mm at 60°C.

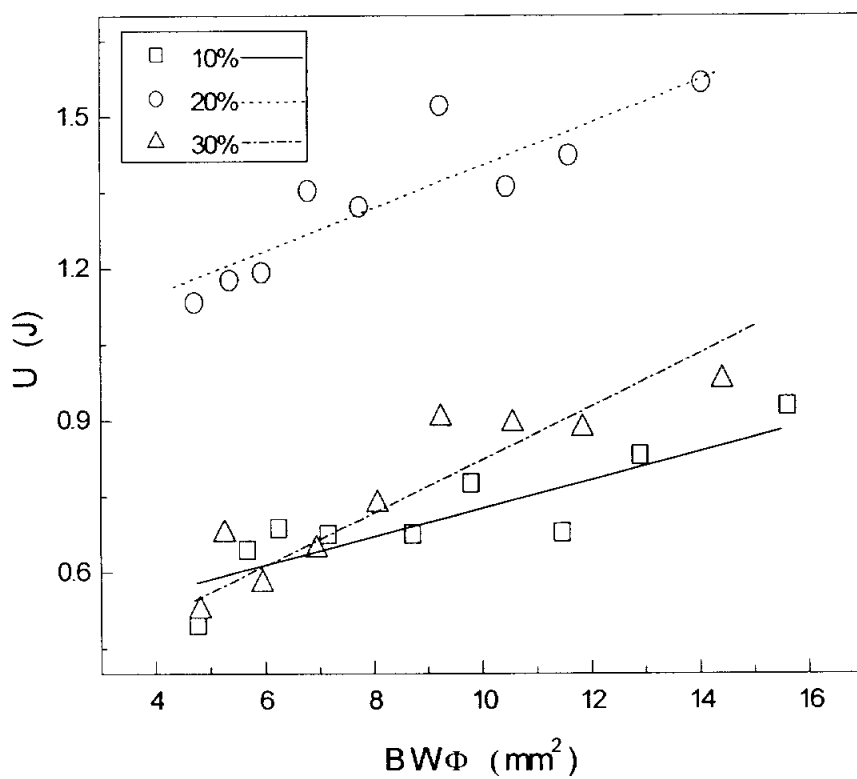


Fig. 4.11 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 20mm at -15°C .

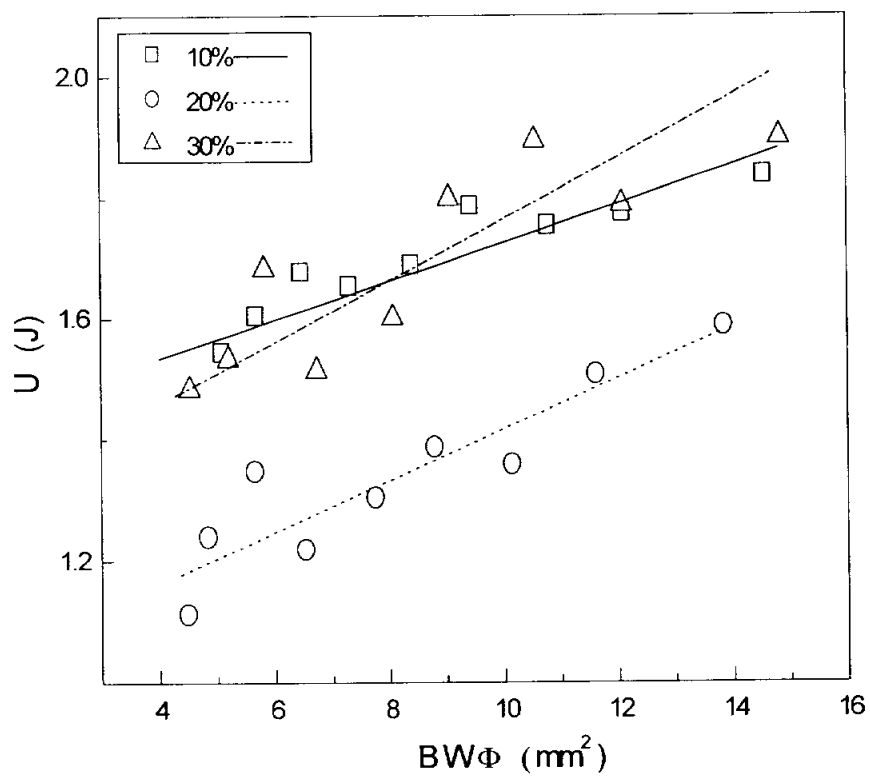


Fig. 4.12 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 20mm at -50°C .

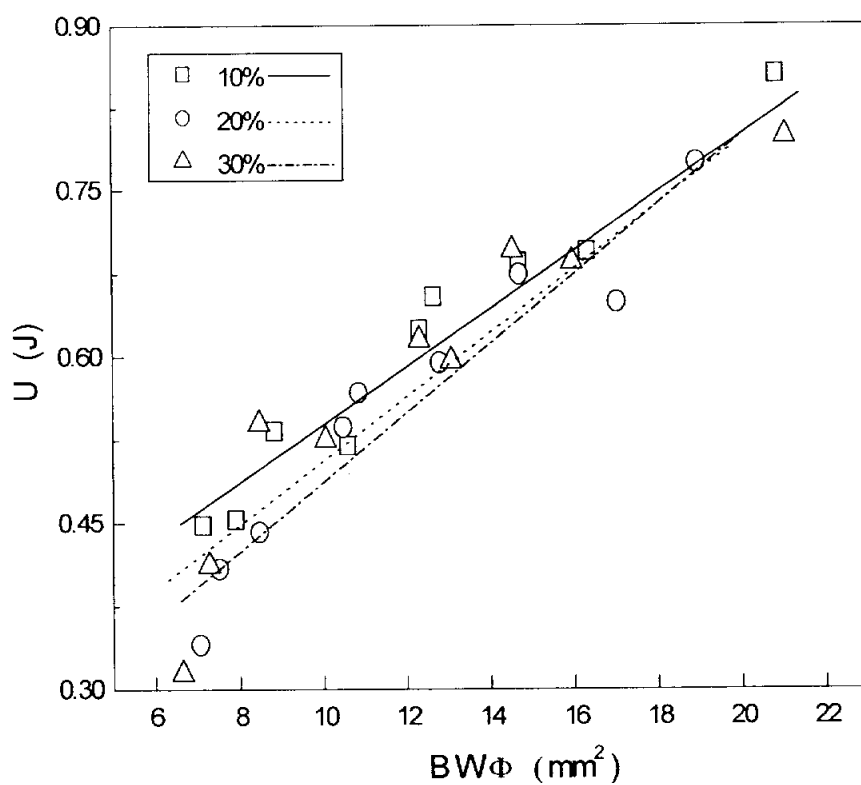


Fig. 4.13 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 30mm at room temperature.

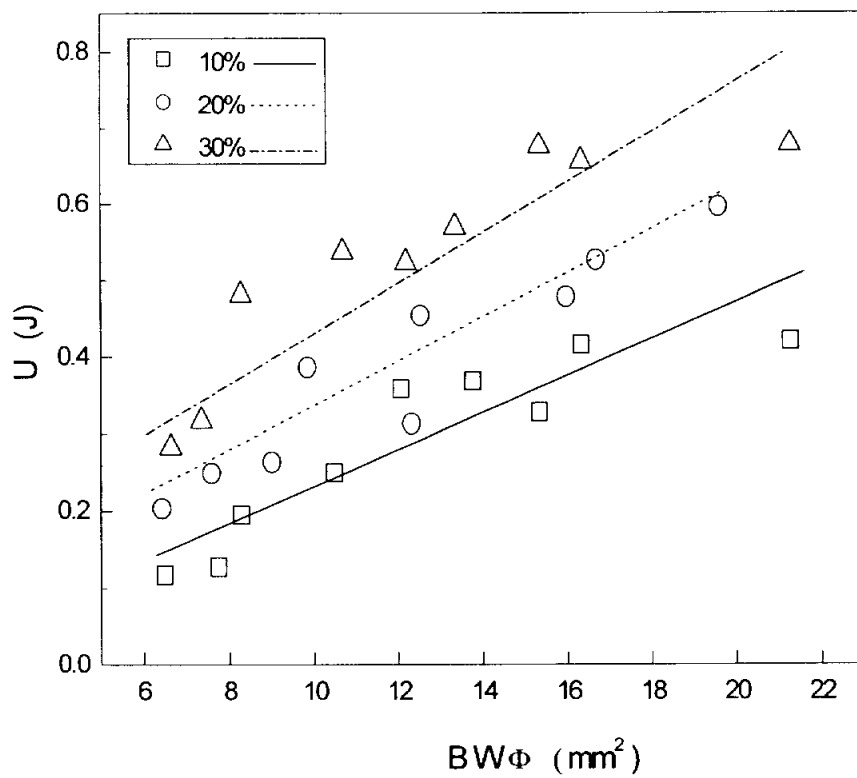


Fig. 4.14 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 30mm at 60°C.

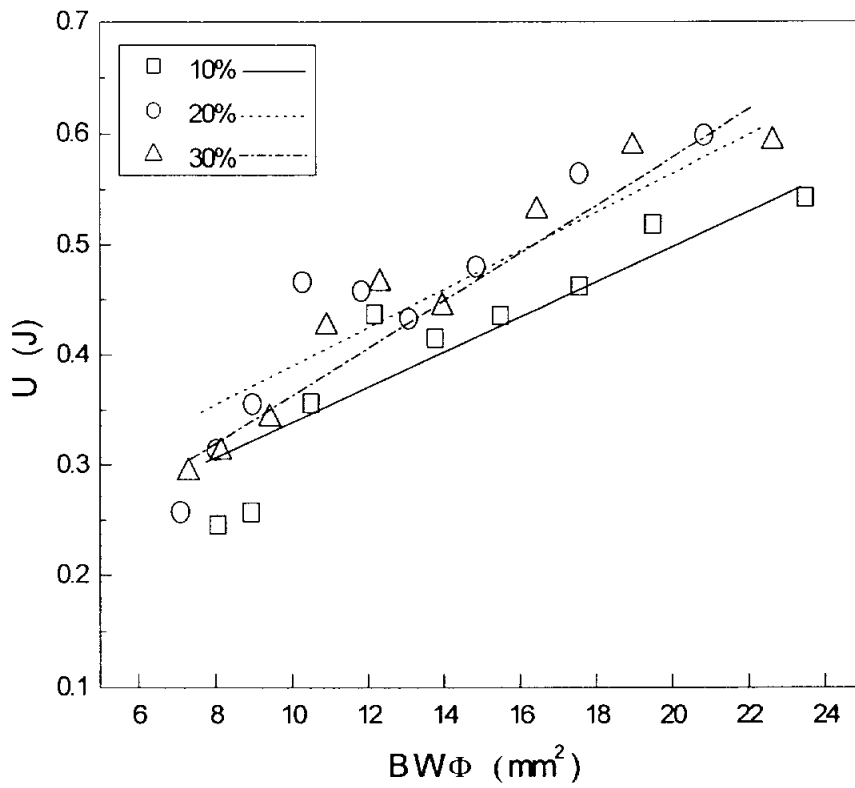


Fig. 4.15 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 30mm at -15°C .

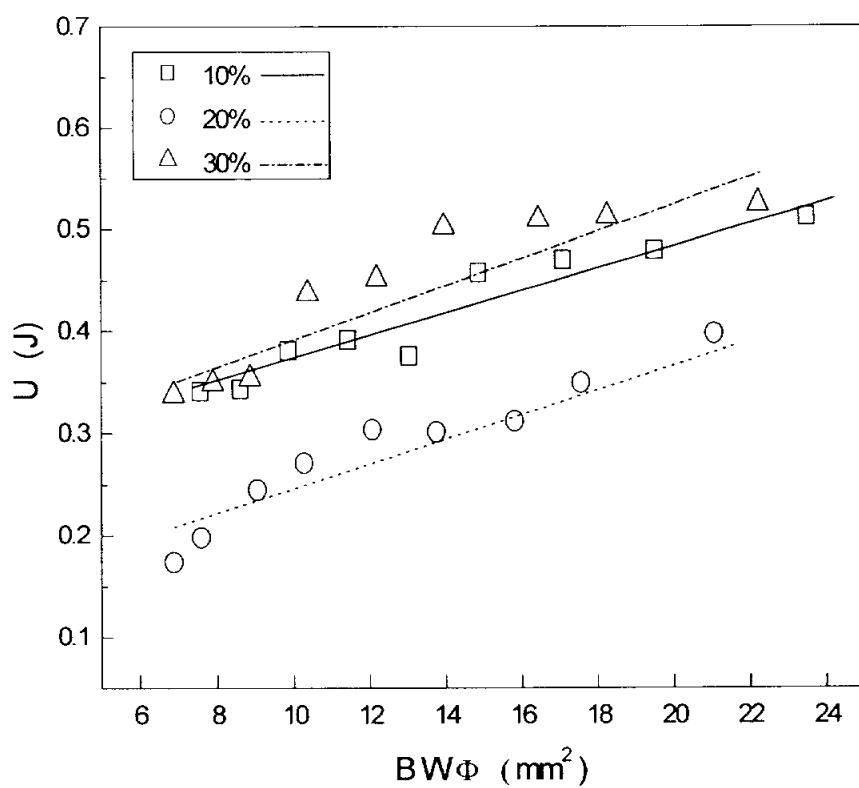


Fig. 4.16 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 30mm at -50°C .

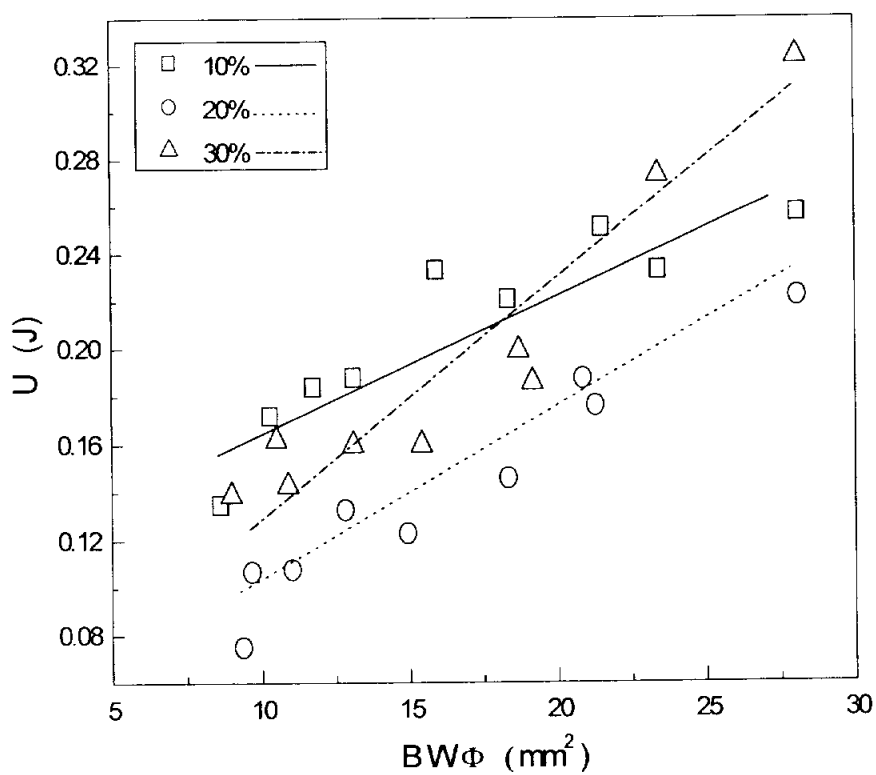


Fig. 4.17 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 40mm at room temperature.

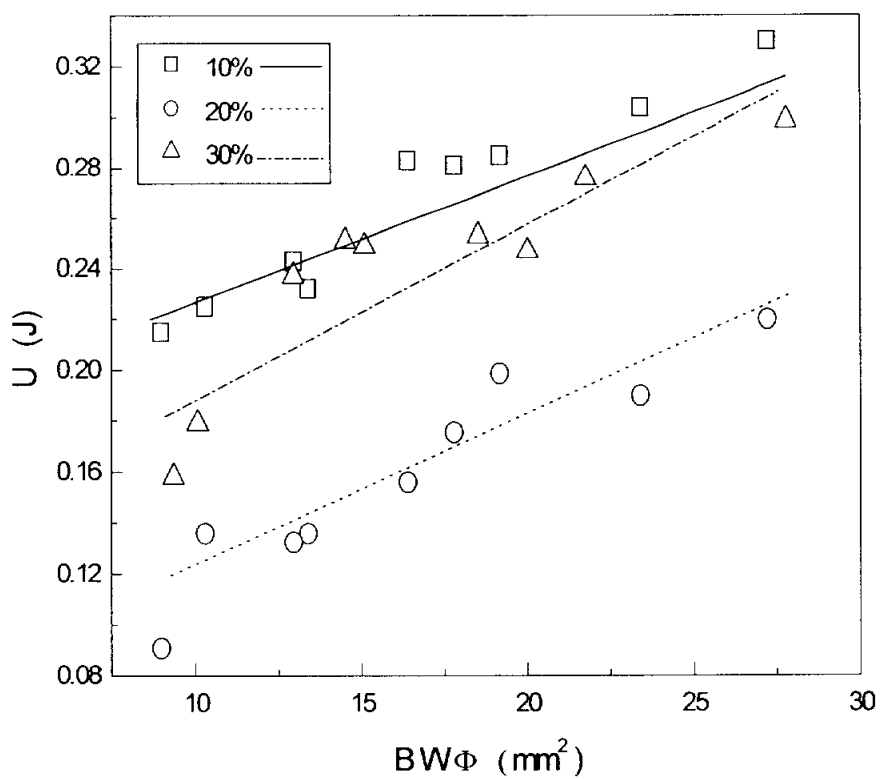


Fig.4. 18 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 40mm at 60°C.

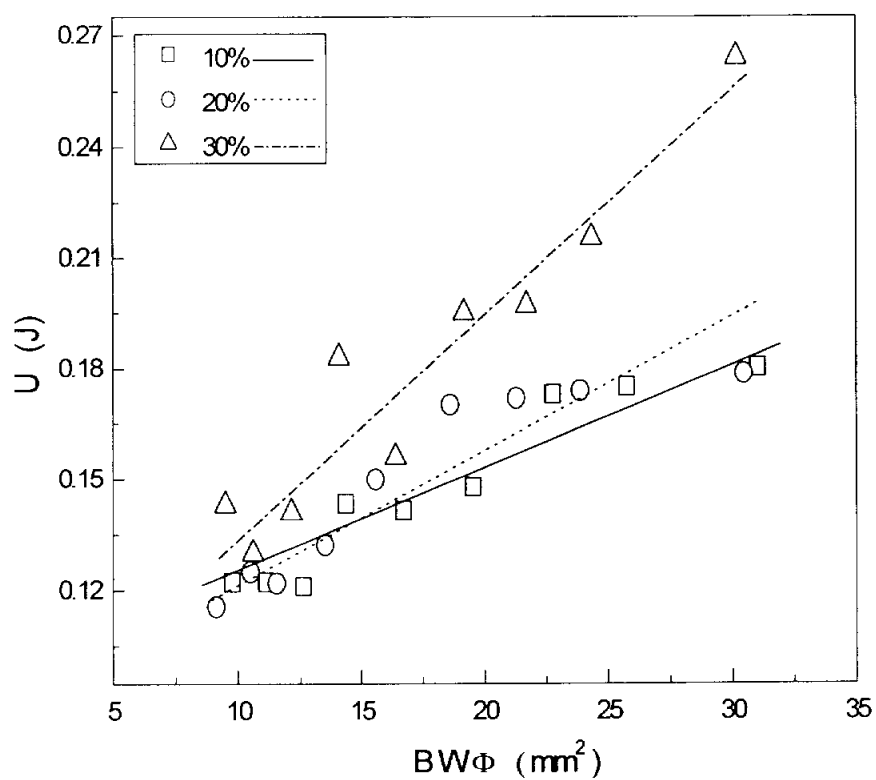


Fig. 4.19 U vs BWΦ for various fiber volume fraction
with the span of 40mm at -15°C.

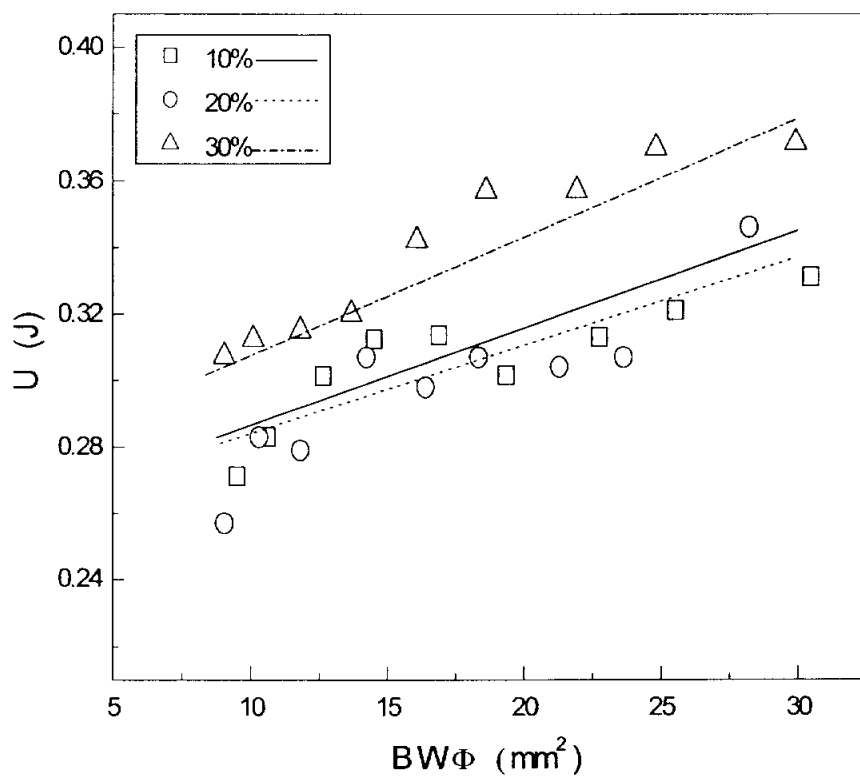


Fig. 4.20 U vs $BW\Phi$ for various fiber volume fraction with the span of 40mm at -50°C .

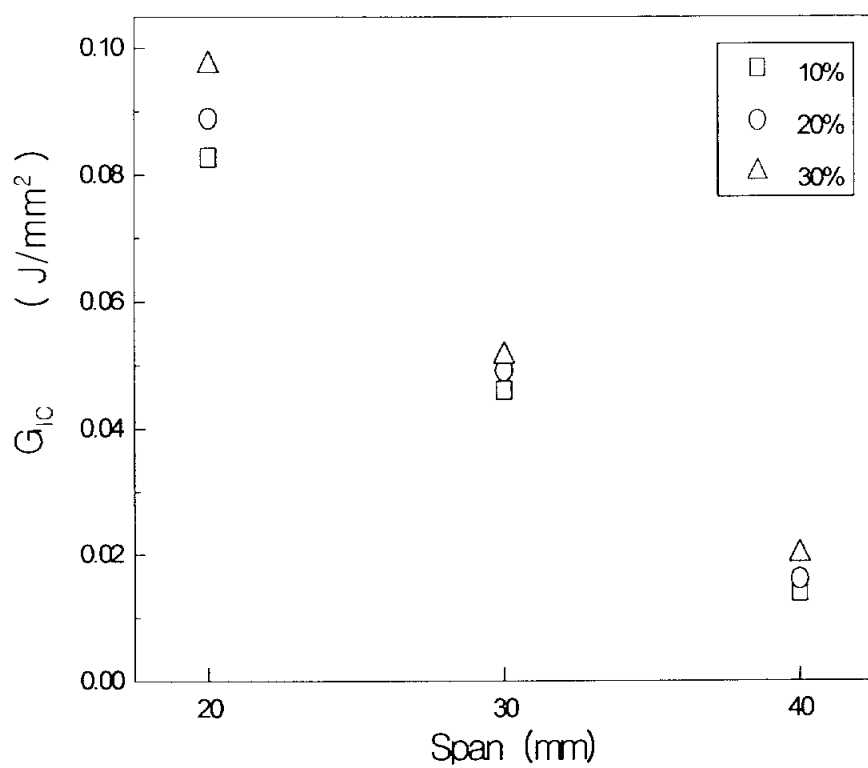


Fig. 4.21 G_{IC} vs span for various fiber volume fraction at room temperature.

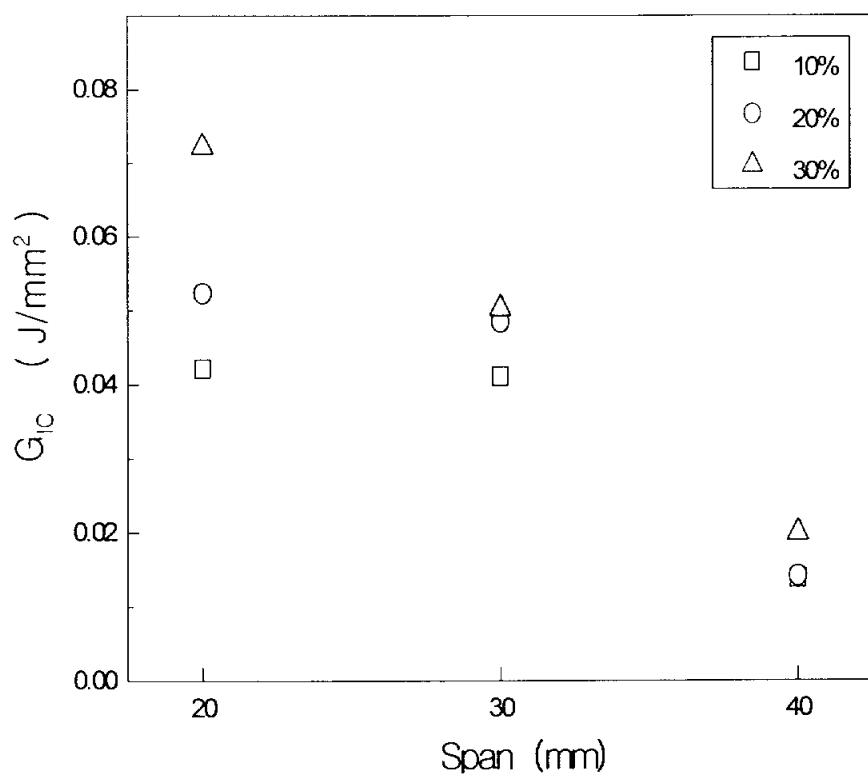


Fig. 4.22 G_{IC} vs span for various fiber volume fraction at 60°C.

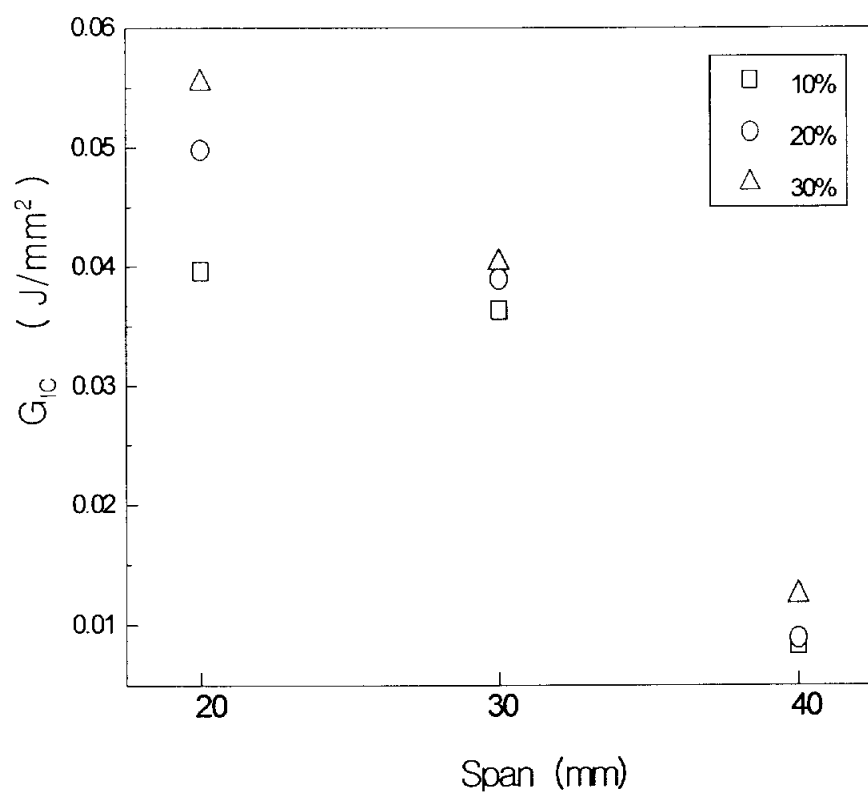


Fig. 4.23 G_{IC} vs span for various fiber volume fraction at -15°C .

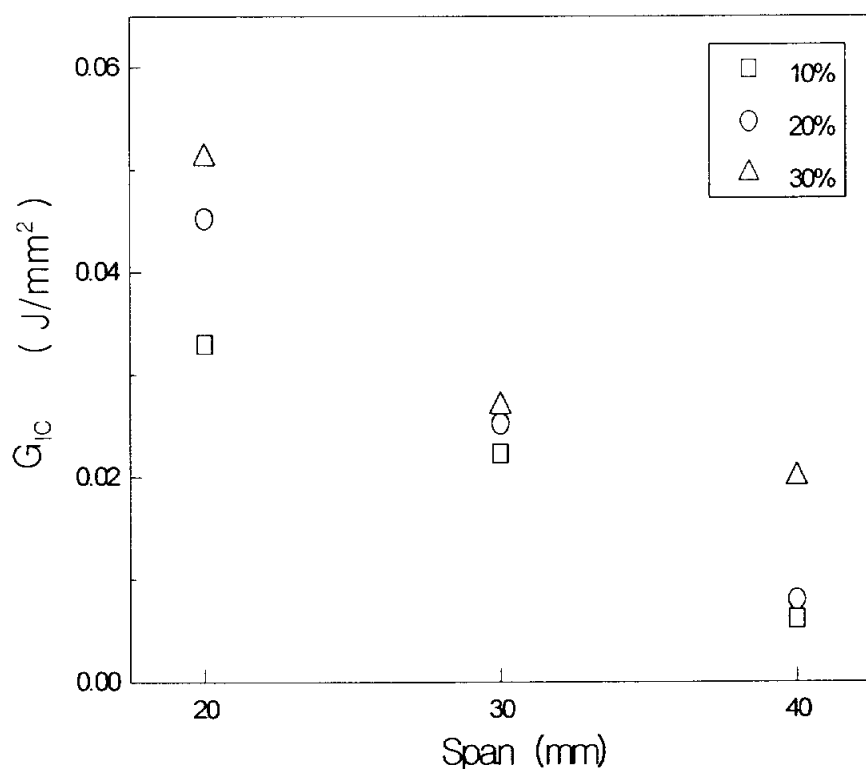


Fig. 4.24 G_{IC} vs span for various fiber volume fraction at -50°C .

4.2.2 스펠길이의 변화

Fig. 4.25~4.28은는 섬유함유율이 10%에서 BW ϕ 의 변화에 대한 총 파괴에너지 U를 각 온도에서 나타낸 것이다. Fig. 4.25는 RT, Fig. 4.26은 60℃, Fig. 4.27은 -15℃, Fig. 4.28은 -50℃에서의 결과이다. □는 스펠길이 20mm, ○는 30mm, △는 40mm를 나타내고 있다. Fig. 4.25에서 알 수 있듯이 총 파괴에너지 U는 스펠길이가 20mm일 때가 가장 높고 스펠길이가 40mm가 가장 낮게 나타났으며 스펠길이가 작을수록 수치의 흠어짐과 불안정성이 증가하고 있다. Fig. 4.26에서 총 파괴에너지 U는 스펠길이가 20mm, 30mm, 40mm의 순으로 낮게 나타났으며 스펠길이가 감소할수록 수치의 분산과 불안정성이 증가하고 있다. Fig. 4.27에서의 총 파괴에너지 U의 거동은 Fig. 4.26과 유사하게 스펠길이가 20mm, 30mm, 40mm의 순으로 낮게 나타났으며, 수치의 분산과 불안정성은 스펠길이 40mm일 때가 스펠길이가 20mm, 30mm인 경우보다 안정적이며 스펠길이가 감소할수록 수치의 흠어짐과 불안정성이 증가하고 있다. Fig. 4.28의 총 파괴에너지 U는 Fig. 4.27과 유사하게 스펠길이가 20mm, 30mm, 40mm의 순으로 낮게 나타났으며 수치의 흠어짐과 불안정성은 15℃의 경우보다 증가하고 있음을 알 수 있다.

섬유함유율이 10%인 복합재료의 총 파괴에너지 U를 나타내는 Fig. 4.25~4.28의 결과들을 비교하여 보면 동일한 온도조건에서 스펠길이가 가장 짧은 20mm인 경우의 총 파괴에너지 U의 값이 높게 나타나고 있으나 수치의 흠어짐이 가장 많고 불안정한 경향을 보이며, 스펠길이가 30mm, 40mm로 증가할수록 그러한 흠어짐이 감소하고 안정된 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 4.29~4.32는 섬유함유율이 20%인 경우 총 파괴에너지 U를 각 온도에서 나타낸 것이다. Fig. 4.29는 RT, Fig. 4.30은 60℃, Fig. 4.31은

-15℃, Fig. 4.32는 -50℃에서의 결과이며 표기방식은 Fig. 4.25와 동일하다. Fig. 4.29에서 총 파괴에너지 U 는 온도조건이 동일한 Fig. 4.25의 결과와 유사하게 스펠길이 20mm, 30mm, 40mm의 순으로 낮게 나타났으며 스펠길이 증가할수록 수치의 흠어짐이 적고 불안정성이 감소하는 것을 알 수 있다. Fig. 4.30은 총 파괴에너지 U 는 스펠길이 20mm, 30mm, 40mm로 증가할수록 그 값들은 낮게 나타나고 있으며 수치의 분산과 불안정성 또한 감소하고 있다. 이러한 경향은 Fig. 4.29와 유사한 경향을 보이고 있다. Fig. 4.31에서도 파괴에너지 U 는 스펠길이 증가할수록 수치의 흠어짐과 불안정성이 감소하고 있다. Fig. 4.32는 총 파괴에너지 U 의 값들은 스펠길이 20mm일 때가 가장 높게 나타나고 스펠길이 30mm인 경우와 40mm인 경우의 값들은 혼재된 양상을 보이고 있다.

섬유함유율이 20%인 복합재료의 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타내는 Fig. 4.29~4.32의 결과들을 살펴보면 동일한 온도조건에서 총 파괴에너지 U 의 값은 스펠길이 가장 짧은 20mm인 경우가 높게 나타나고 있다. 그리고 스펠길이 20mm인 경우의 총 파괴에너지 U 의 값들은 Fig. 4.25~4.28의 결과보다 수치의 흠어짐과 불안정성이 다소간 감소하고 있으나, 스펠길이 30mm, 40mm의 경우보다 수치의 흠어짐이 많고 불안정한 경향을 보이고 있다.

Fig. 4.33~4.36은 섬유함유율이 30%에서 스펠길이의 변화에 대한 총 파괴에너지 U_c 를 각각의 온도조건에서 나타낸 것으로 Fig. 4.33은 RT, Fig. 4.34는 60℃, Fig. 4.35는 -15℃, Fig. 4.36은 -50℃를 나타내고 있으며 표기방식은 Fig. 4.25와 동일하다. Fig. 4.33에서 총 파괴에너지 U 는 스펠길이 20mm, 30mm, 40mm로 증가할수록 그 값들은 낮게 나타나고 있으며 수치의 흠어짐과 불안정성은 스펠길이 감소할수록 증가하는

것을 나타내고 있다. Fig. 4.34에서 총 파괴에너지 U 의 거동은 Fig. 4.33과 유사한 경향을 보이고 있다. Fig. 4.35에서도 총 파괴에너지 U 는 스펠 길이가 증가할수록 감소하는 것을 나타내고 있으며, 스펠 길이가 감소할수록 수치의 흠어짐이 많고 불안정한 경향을 보이고 있다. Fig. 4.36에서의 총 파괴에너지 U 의 값은 Fig. 4.35와 유사한 경향을 보이고 있으나 수치의 흠어짐과 불안정성이 증가한 경향을 보이고 있다.

섬유함유율이 30%인 복합재료의 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타내는 Fig. 4.33~36의 결과들을 살펴보면 섬유함유율이 20%일 때의 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타내는 Fig. 4.29~32에서 나타나는 수치의 흠어짐과 불안정성보다 그 정도가 감소하고는 있으나 스펠 길이가 감소할수록 수치의 흠어짐과 불안정성은 증가함을 보이고 있다.

Fig. 4.37~4.39는 섬유함유율과 각각의 온도조건하에서의 스펠 길이의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타낸 것으로 2.2.2절의 식(1)로 산출한 것이다. 표기방식은 Fig. 4.25와 동일하다. Fig. 4.37은 섬유함유율이 10%, Fig. 4.38은 20%, Fig. 4.39는 30%인 경우를 나타내고 있다. 재료의 특성을 결정짓는 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 Fig. 4.37에서 스펠 길이가 20mm, 30mm, 40mm로 증가함에 따라 0.08, 0.05, 0.01J/mm²으로 나타나고 있다. 이러한 양상은 수치의 차이는 있지만 60℃, -15℃, -50℃인 경우에도 유사한 경향을 보이고 있다. 그리고 스펠 길이가 40mm인 경우에는 온도의 변화에 따라 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값들은 수치의 분산폭이 작고, 변화율이 안정된 경향을 보이고 있으나 스펠 길이가 20mm와 30mm인 경우에는 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값들이 수치의 분산폭이 크고, 변화율이 불안정한 양상을 보이고 있다. Fig. 4.38에서 실온인 경우 스펠 길이가 20mm, 30mm, 40mm로 증가함에 따라 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 0.09, 0.05, 0.01kJ/mm²의 값들을 나타내고 있다. 이러한 양상은 수치

의 차이는 있지만 다른 온도조건에서도 20mm인 경우가 가장 높고 40mm인 경우가 가장 낮게 나타났다. 또한 Fig. 4.37과 유사하게 수치의 분산과 불안정성은 스펠길이의 의존성을 보였다. Fig. 4.39에서도 실온인 경우 스펠길이가 20mm일 때 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값이 가장 높으며 스펠길이가 40mm인 경우가 가장 낮게 나타났다. 이러한 경향은 -15°C , -50°C , 60°C 의 경우에도 유사한 경향을 보였으며, 스펠길이의 의존성을 나타내었다.

동일한 섬유함유율과 온도조건에서 스펠길이의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타내는 Fig.4.37~4.39의 결과에서 알 수 있듯이 동일한 온도조건에서 임계파괴에너지 G_{IC} 는 스펠길이가 20mm일 때가 가장 높게 나타나고 30mm 그리고 40mm 순으로 낮게 나타났으나, 스펠길이가 20mm인 경우에는 수치의 변화폭과 불안정성이 크며 스펠길이가 증가할수록 수치의 분산폭과 불안정성이 감소하였다. 따라서 스펠길이가 40mm일 때가 본 연구에서는 적절한 조건이라고 생각되며, 스펠길이가 40mm 이상일 때의 비교 검토가 앞으로의 연구과제라고 생각된다.

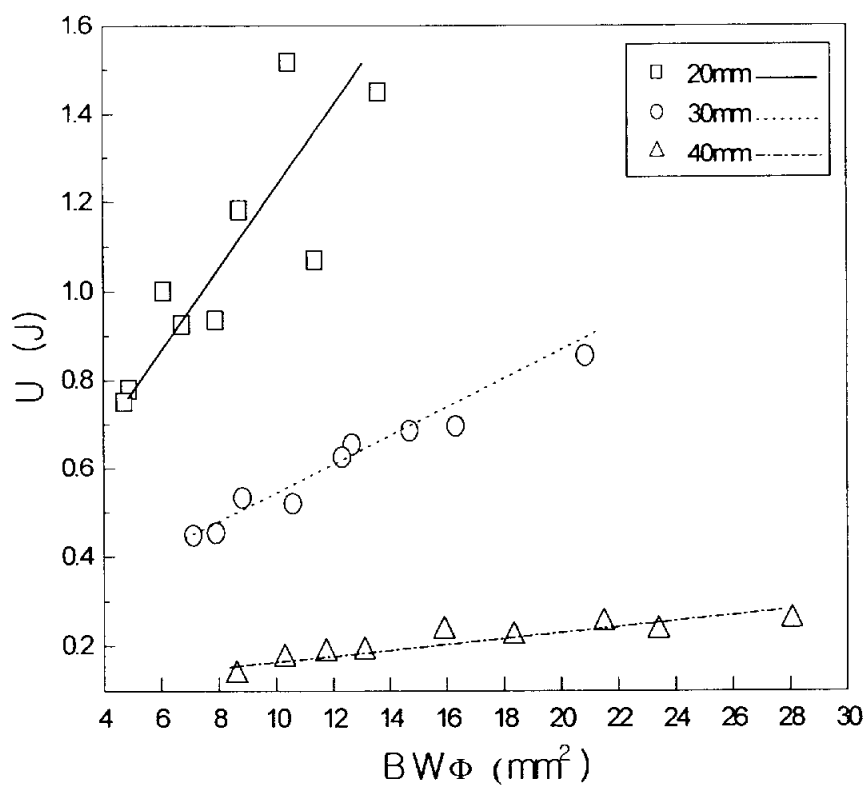


Fig. 4.25 U vs $BW\Phi$ for various span with 10% fiber volume fraction at room temperature.

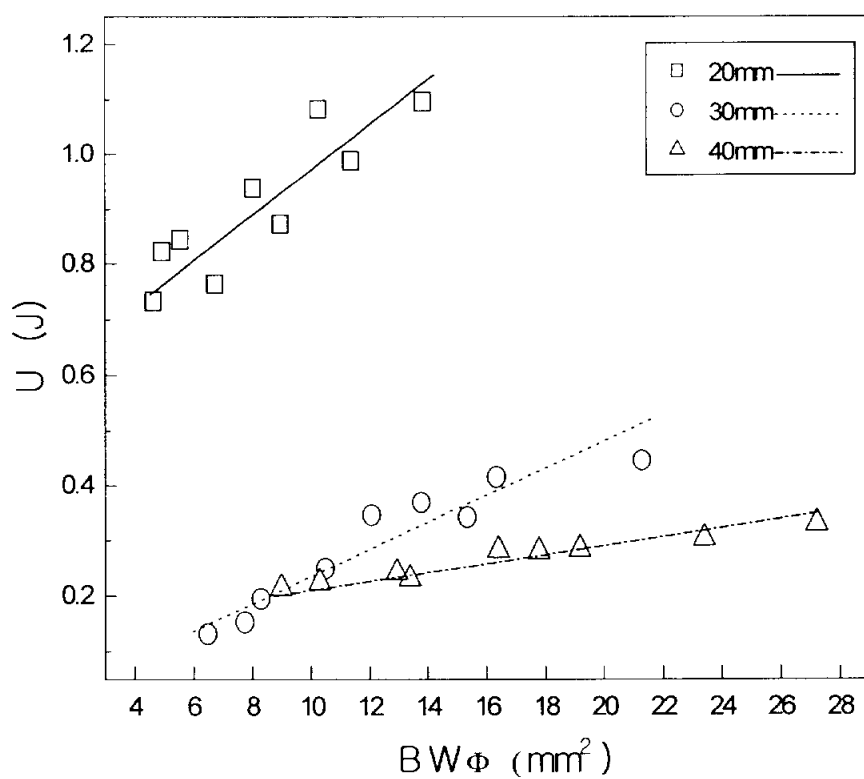


Fig. 4.26 U vs $BW\Phi$ for various span with 10% fiber volume fraction at $60^\circ C$.

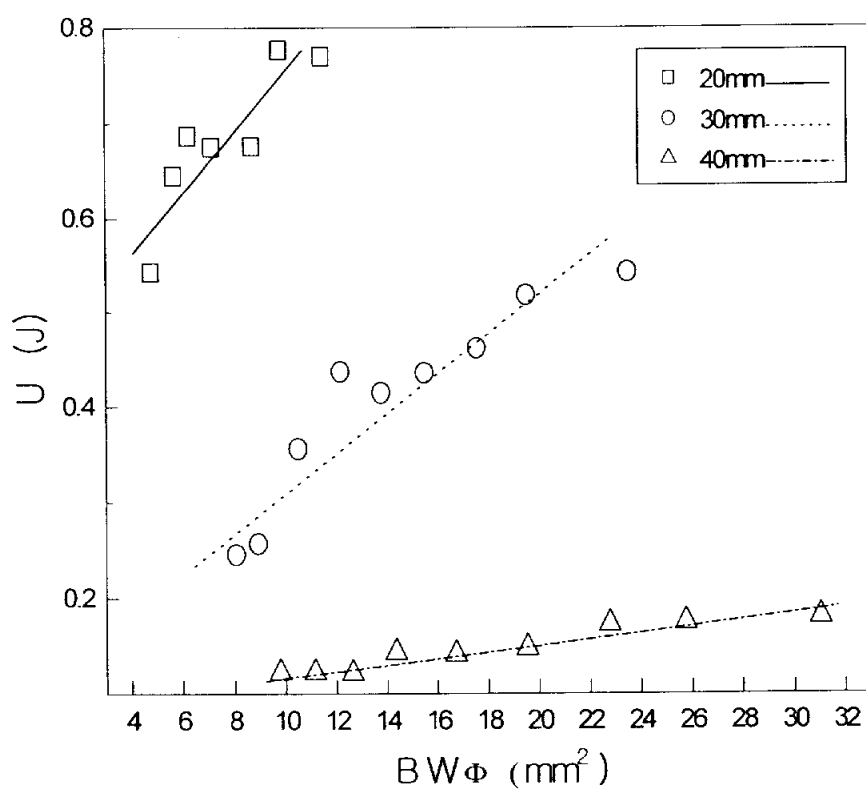


Fig. 4.27 U vs $BW\Phi$ for various span with 10% fiber volume fraction at -15°C .

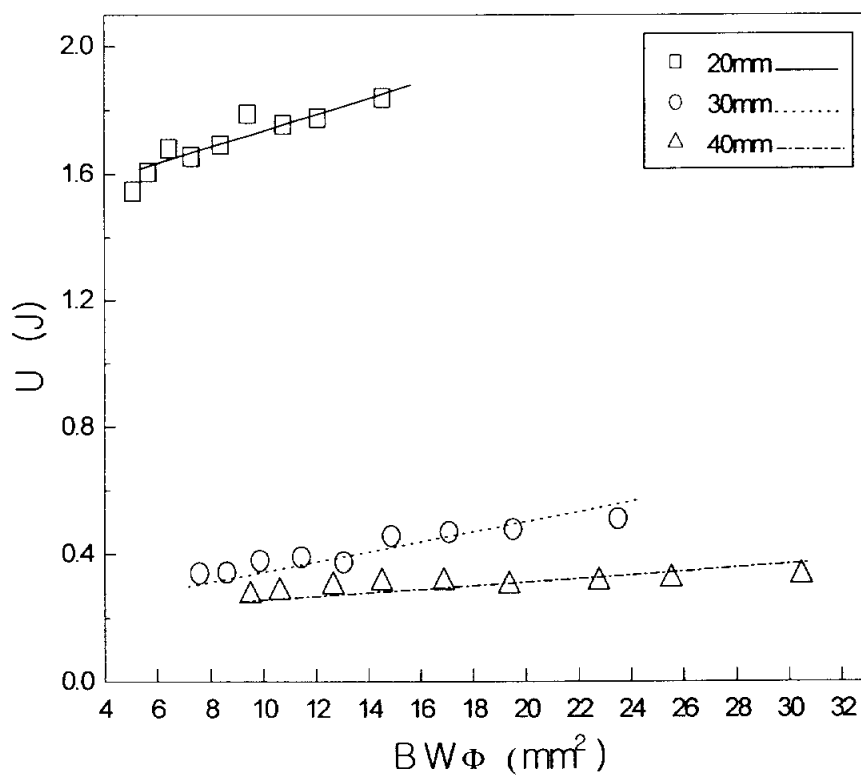


Fig. 4.28 U vs $BW\Phi$ for various span with 10% fiber volume fraction at -50°C .

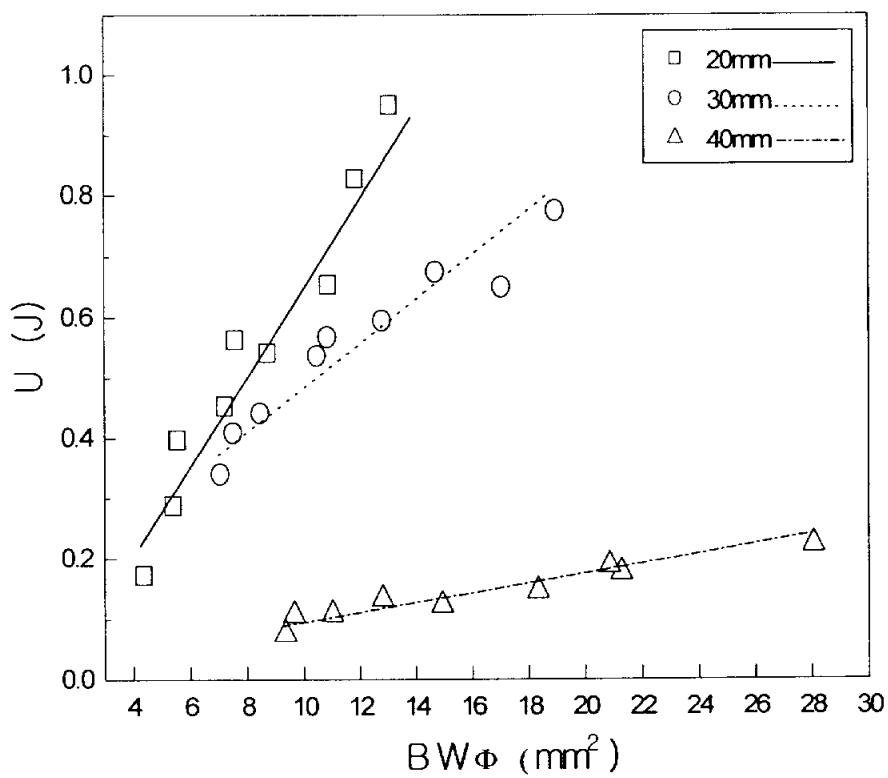


Fig. 4.29 U vs $BW\Phi$ for various span with 20% fiber volume fraction at room temperature.

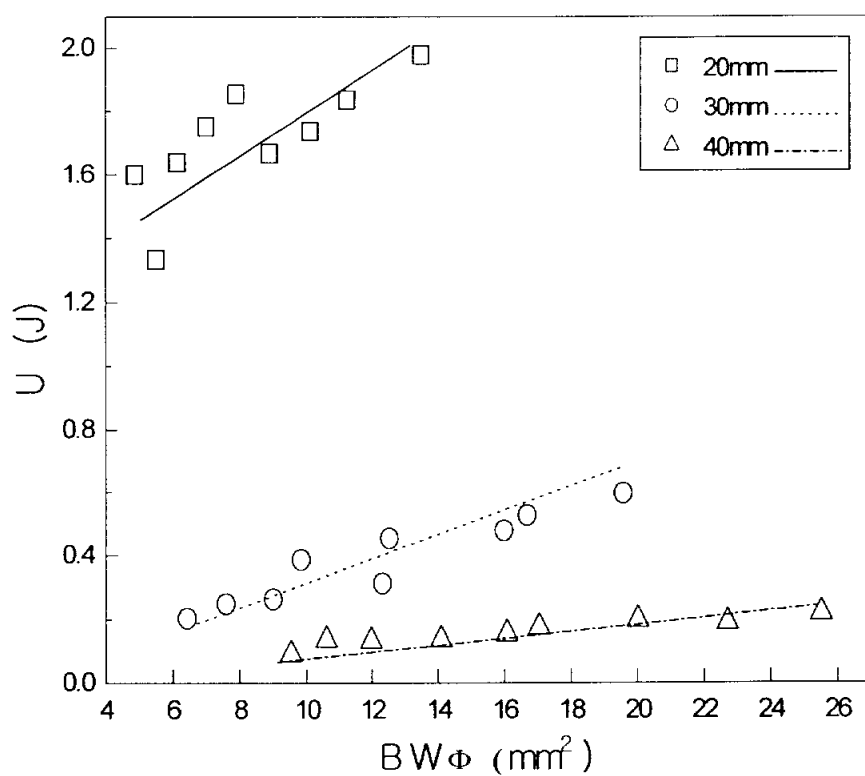


Fig. 4.30 U vs $BW\Phi$ for various span with 20% fiber volume fraction at 60°C.

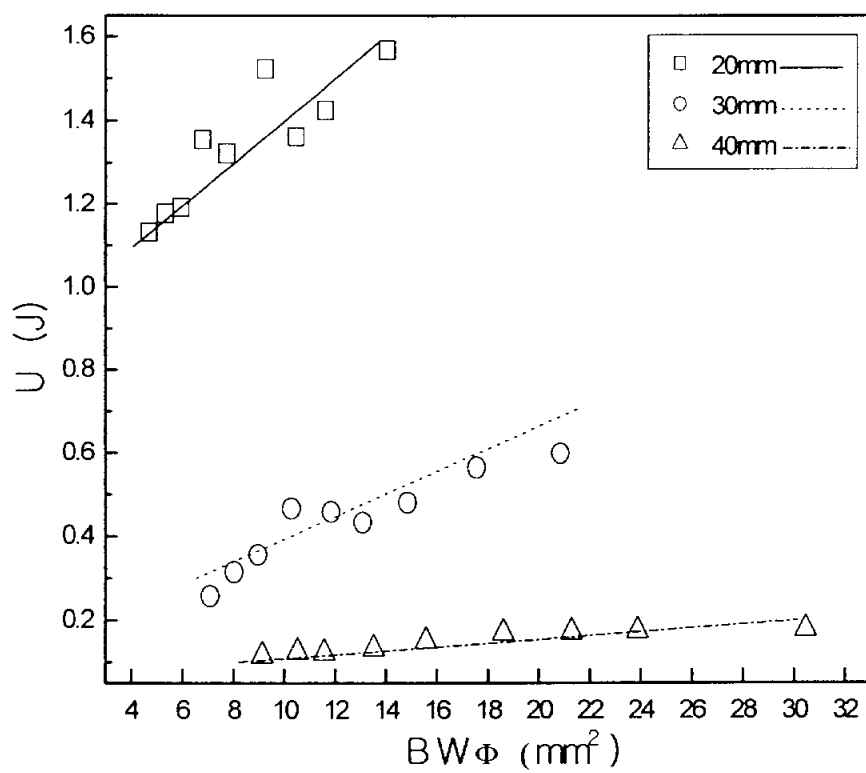


Fig. 4.31 U vs $BW\Phi$ for various span with 20% fiber volume fraction at 15°C .

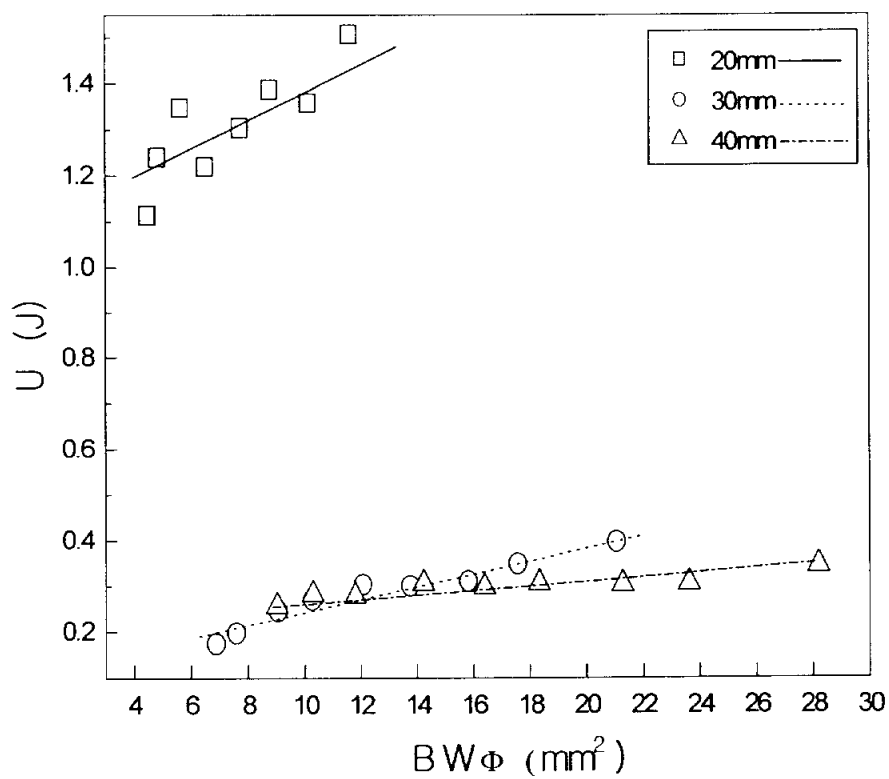


Fig. 4.32 U vs $BW\Phi$ for various span with 20% fiber volume fraction at -50°C .

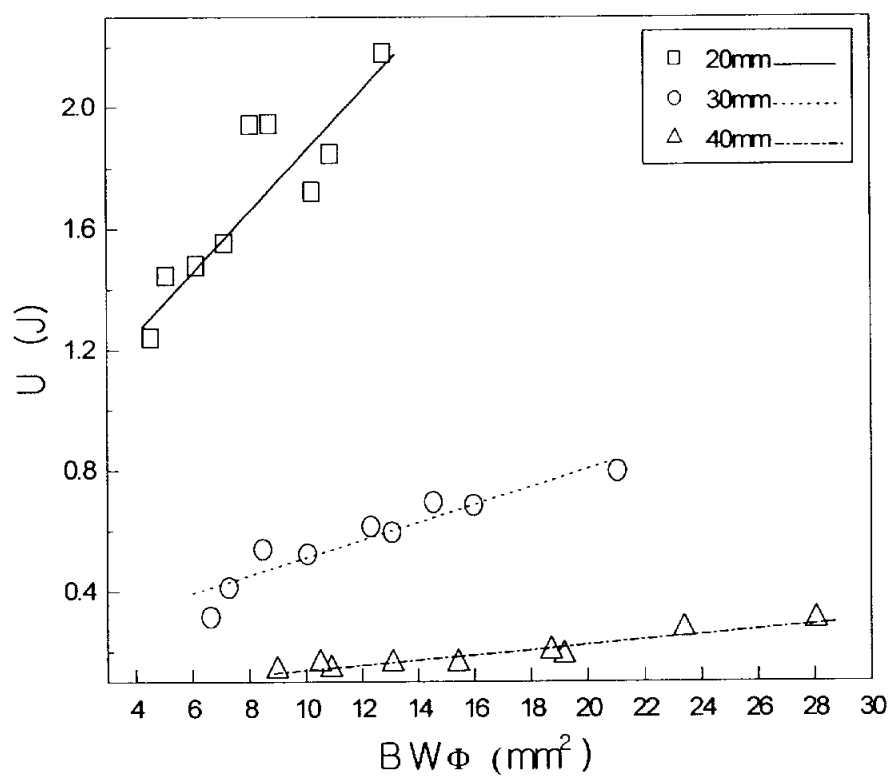


Fig. 4.33 U vs $BW\Phi$ for various span with 30% fiber volume fraction at room temperature.

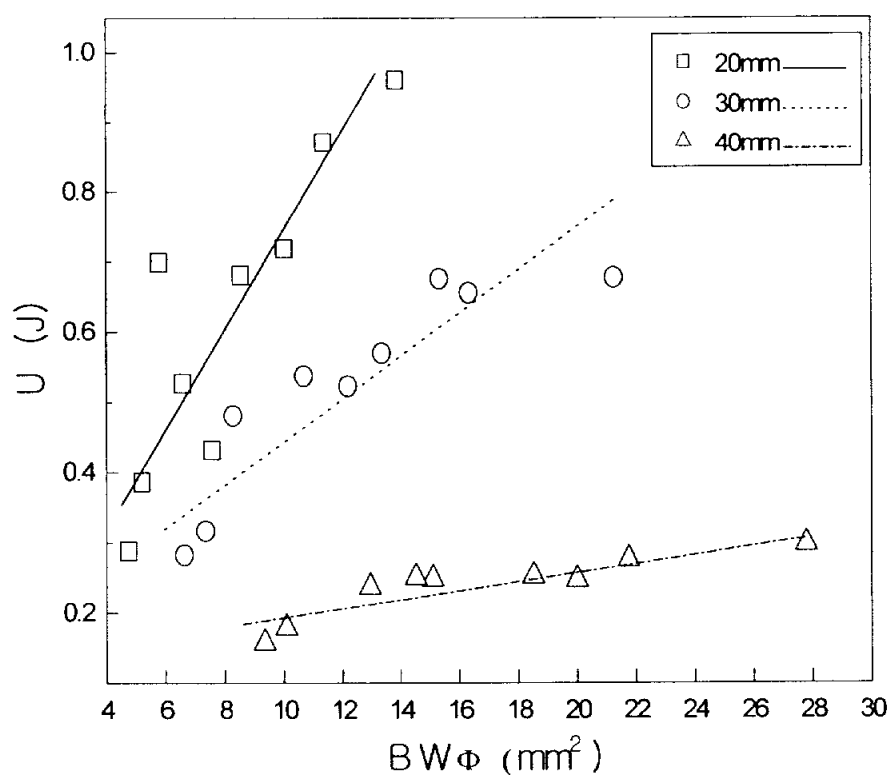


Fig. 4.34 U vs $BW\Phi$ for various span with 30% fiber volume fraction at 60°C.

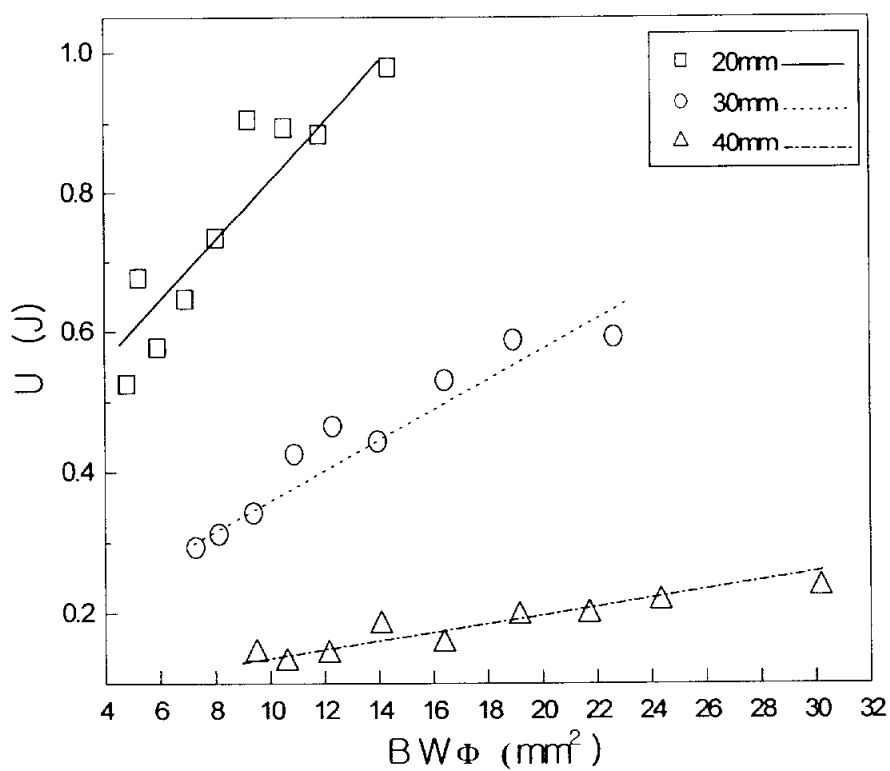


Fig. 4.35 U vs $BW\Phi$ for various span with 30% fiber volume fraction at 15°C .

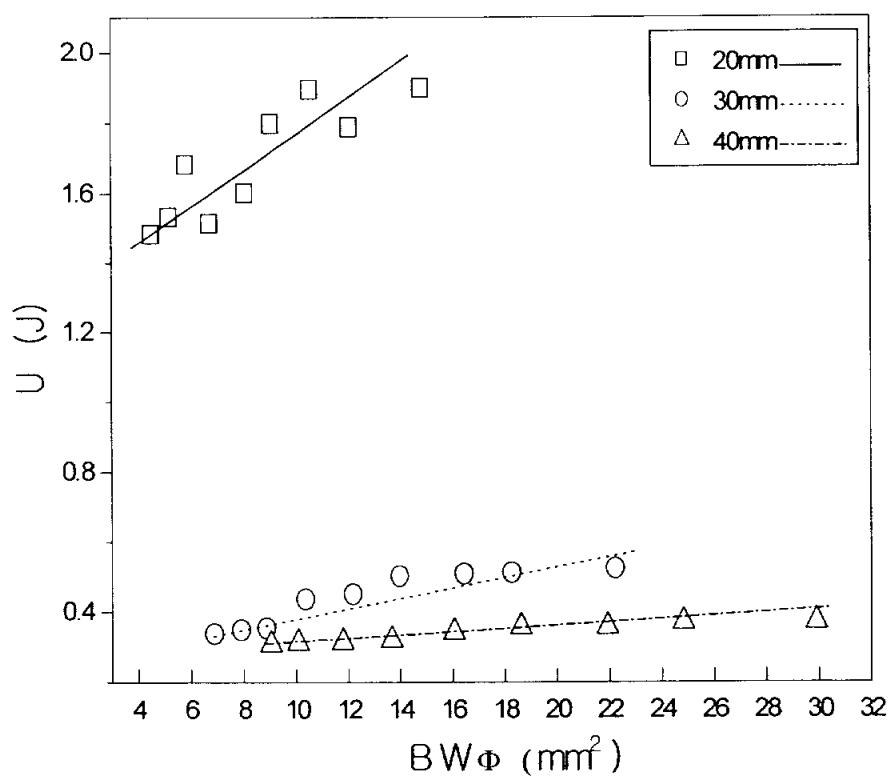


Fig. 4.36 U vs $BW\Phi$ for various span with 30% fiber volume fraction at -50°C .

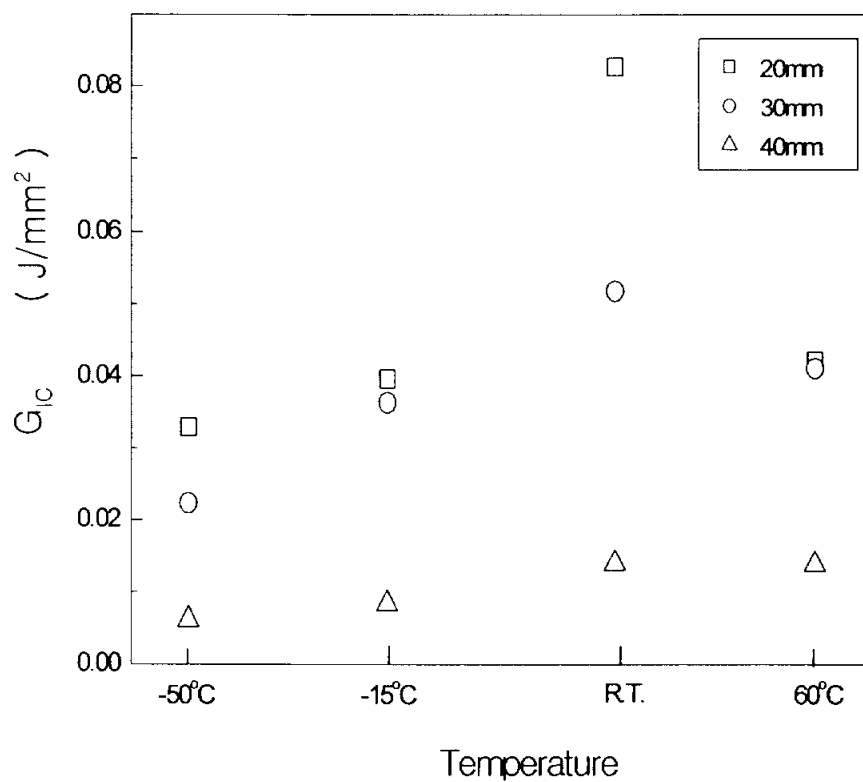


Fig. 4.37 G_{IC} vs span for various temperature at 10% fiber volume fraction.

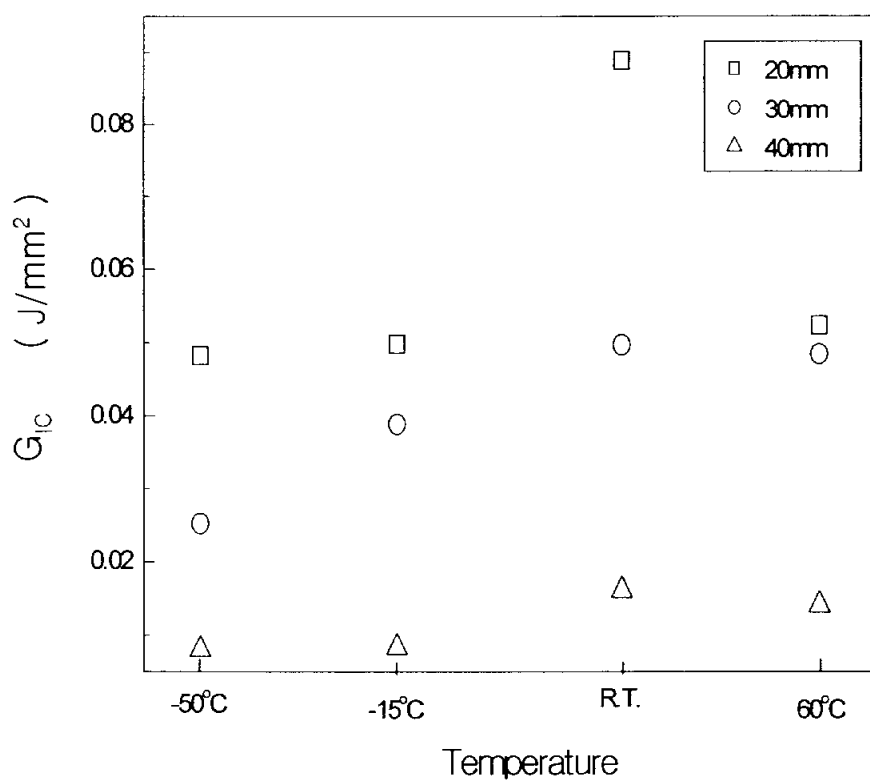


Fig. 4.38 G_{IC} vs span for various temperature at 20% fiber volume fraction.

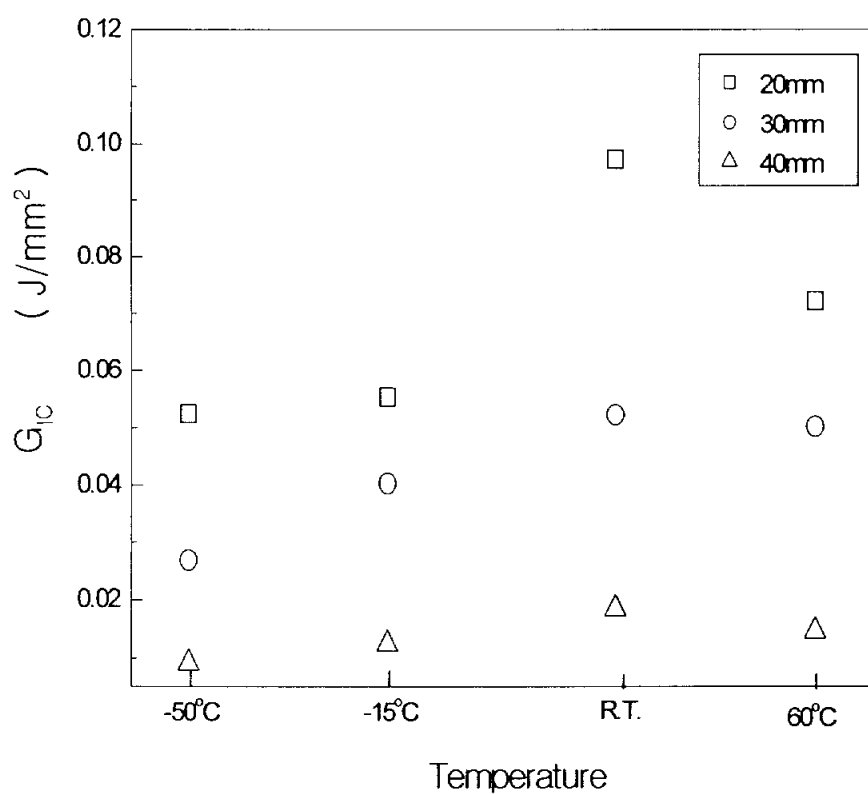


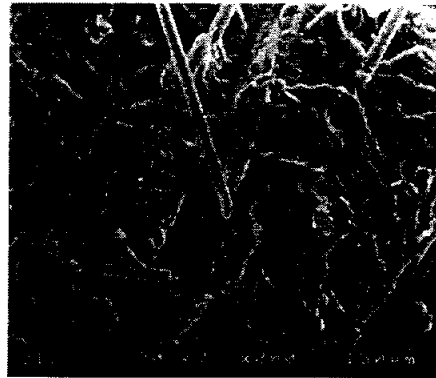
Fig. 4.39 G_{IC} vs span for various temperature at 30% fiber volume fraction.

4.2.2.1 파면해석

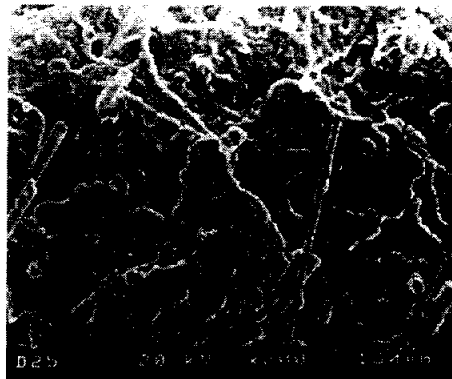
Fig. 4.40~42는 스펠길이의 변화에 대한 파단면을 각각의 섬유함유율에 대해 나타낸 것이다. Fig. 4.40은 섬유함유율이 10%, Fig. 4.41은 20%, Fig. 4.42는 30%를 나타내고 있으며 (a)는 스펠길이 20mm, (b)는 30mm, (c)는 40mm의 파단면을 나타내고 있다. Fig. 4.40에서 각각의 스펠길이의 변화에 대하여 풀아웃과 디본딩이 동시에 나타나고 있으나 그림(c)의 경우가 풀아웃과 디본딩이 많이 일어나고, 스펠길이가 감소할수록 수지의 파단면이 매끈하게 파단되며, 섬유에 남아있는 수지의 양도 작고 수지의 변형도 적게 됨을 알 수 있다. 이러한 수지의 변형형태와 섬유와 수지의 파손형태는 Fig. 4.41과 Fig. 4.24의 경우에도 유사한 경향을 보이고 있다. 따라서 Fig. 4.40~42의 파단면은 총 충격에너지 U 와 임계파괴에너지 G_{IC} 의 거동과 밀접한 관계를 나타내고 있다고 하겠다. 또한, 4.2.2절에서 고찰하였던 스펠길이가 감소할수록 수지의 흠어짐과 불안정성이 증가하는 스펠길이의 영향은 수지의 변형과 섬유와 수지의 디본딩 그리고 풀아웃과 밀접한 관계가 있는 것으로 판단된다.



(a) 20mm

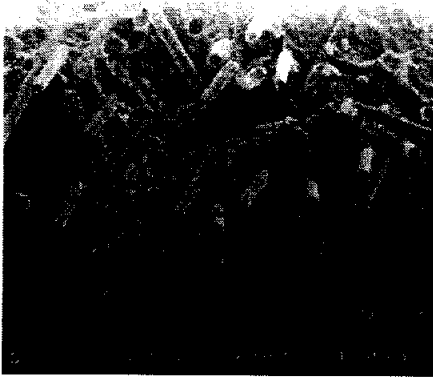


(b) 30mm

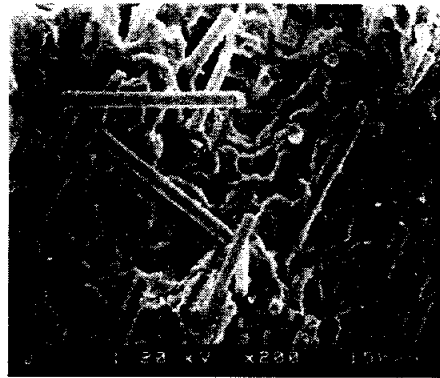


(c) 40mm

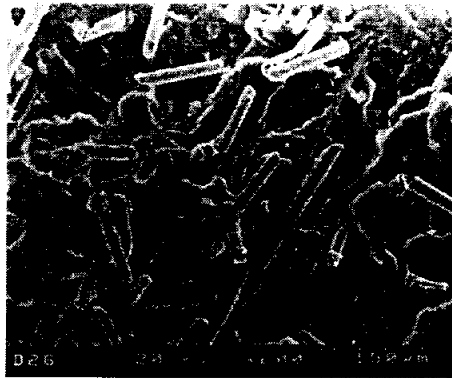
Fig. 4.40 SEM photographs of impact fracture surfaces for various span with 10% volume fraction at room temperature.



(a) 20mm



(b) 30mm

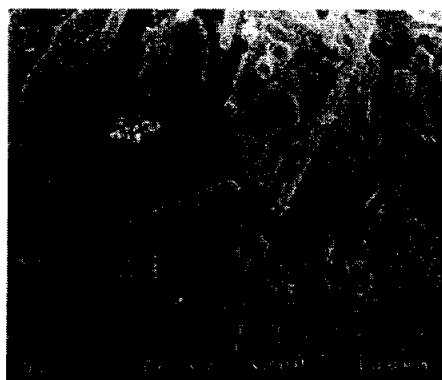


(c) 40mm

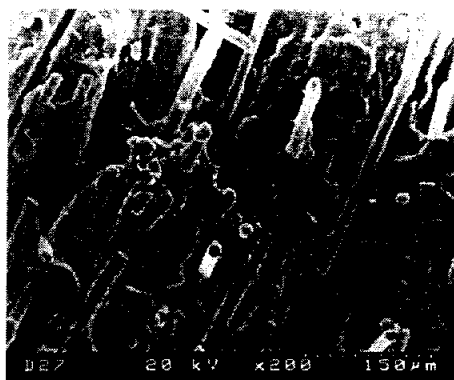
Fig. 4.41 SEM photographs of impact fracture surfaces for various span with 20% volume fraction at room temperature.



(a) 20mm



(b) 30mm



(c) 40mm

Fig. 4.42 SEM photographs of impact fracture surfaces for various span with 30% volume fraction at room temperature.

4.2.3. 온도의 변화

Fig. 4.43은 섬유함유율이 10%, 스펀길이가 20mm인 복합재료의 온도의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 를 BW ϕ 의 변화에 대해 나타낸 것이다. □는 60℃, ○는 RT, △는 15℃ 그리고 ▽는 -50℃인 경우를 나타내고 있다. 그림에서 총 파괴에너지 U 의 값들은 -50℃의 경우가 가장 높고 -15℃의 경우가 가장 낮게 나타났다. 그리고 실온과 60℃의 경우에는 총 파괴에너지 U 의 값들이 혼재된 양상을 보이고 있으므로 온도를 고온으로 변화시킨 경우보다 온도를 저온, 즉 -15℃와 -50℃로 변화하였을 때의 경우가 수치의 분산도 적고 불안정성이 감소하므로 저온의 영향보다는 고온의 영향을 더 많이 받고 있음을 알 수 있다.

Fig. 4.44는 스펀길이가 30mm인 경우의 온도의 변화에 대한 총 파괴에너지를 나타낸 것으로 표기방식은 Fig. 4.43과 동일하다. 총 파괴에너지 U 의 값들은 Fig. 4.43과 다르게 RT의 경우가 가장 높게 나타나고 60℃, -15℃, -50℃의 경우에는 혼재된 양상을 보이고 있으며 수치의 분산과 불안정성은 Fig. 4.43보다 다소간 감소하고 있다. 그리고 온도를 변화시켰을 때의 결과들을 비교하여 보면 Fig. 4.43과 유사하게 고온에 대한 의존성을 나타내었다.

Fig. 4.45는 스펀길이가 40mm일 때, 총 파괴에너지 U 를 나타낸 것이다. 총 파괴에너지 U 의 값들은 Fig. 4.43과 4.44와 다르게 -50℃와 60℃인 경우의 수치는 혼재된 양상을 보이며, -15℃의 경우의 값이 가장 낮게 나타났다. 수치의 분산과 불안정성은 Fig. 4.43과 4.44보다 다소간 감소하고 있다. 그리고 온도를 변화시켰을 때의 결과들도 Fig. 4.43과 4.44의 경우와 유사하게 고온의 의존성을 나타내었다.

Fig. 4.46~4.48은 섬유함유율이 20%인 경우 BW ϕ 의 변화에 대한 총 파괴에너지 U 를 각각의 온도조건에 대해 나타낸 것으로 표기방식은

Fig. 4.43과 동일하다. Fig. 4.46은 스펠길이 20mm, Fig. 4.47은 30mm, Fig. 4.48은 40mm를 나타내고 있다. Fig. 4.46에서 총 파괴에너지 U의 값들은 60℃인 경우가 가장 높게 나타나고 -15℃와 -50℃인 경우는 혼재된 양상을 보이며 RT인 경우가 가장 낮게 나타났다. 그리고 온도가 고온과 저온으로 변화함에 따라 수치의 분산도 크고 불안정한 양상을 보이고 있다. 그러나 Fig. 4.46과 유사하게 온도의 의존성을 나타내고 있는 Fig. 4.47과 48은 총 파괴에너지 U의 값들이 RT인 경우가 가장 높게 나타나고 60℃와 -15℃인 경우는 혼재된 양상을 보이고 있으며 -50℃인 경우가 가장 낮게 나타났다.

섬유함유율이 30%인 경우의 Fig. 4.49~51에서는 스펠길이가 각각 20,30,40mm로 변화함에 따라 총 파괴에너지 U는 Fig.4.43~45와 Fig.4.46~48의 경우와 유사하게 온도에 대한 의존성을 나타내고 있다. Fig.4.49와 50에서는 RT와 -50℃, -15℃와 60℃인 경우 총 파괴에너지 U의 값들이 혼재된 양상을 보이고 있다. Fig. 4.51에서는 -50℃인 경우의 값들이 가장 높게 나타나고 -15℃와 RT인 경우의 값들은 혼재된 양상을 보이고 있으며, Fig. 4.50의 경우보다 수치의 분산과 불안정성은 다소간 감소하고 있다.

Fig. 4.52는 스펠길이가 20mm인 복합재료의 온도의 변화에 대한 임계에너지 G_{IC} 를 나타낸 것이다. 임계파괴에너지 G_{IC} 의 산출은 2.2.2절의 식 (1)의 무차원 계수인 BW ϕ 와 총 파괴에너지 U의 기울기로서 산출한 것이다. 표기방식은 Fig. 4.43과 동일하다. 그림에서 섬유함유율이 10%인 경우의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 RT에서 가장 높게 나타나고 60℃, -50℃, -15℃의 순으로 낮게 나타났다. 이러한 양상은 섬유함유율이 20%와 30%인 경우에도 유사한 경향을 보이고 있다. 온도조건이 RT일 경우의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 증가는 거의 선형으로 증가하고 있으나 온

도조건이 고온과 저온으로 변할 때의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 증가는 비선형적으로 증가하는 것을 보여주고 있다. 따라서 고온으로 변화하는 경우보다 저온으로 변화하는 경우의 증가폭이 더 크게 나타나고 있으므로 GF/PP 복합재료는 저온의 영향보다 고온의 영향이 더 큰 것을 보여주고 있다.

Fig. 4.53은 스펠 길이가 30mm일 때 온도의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타내고 있다. 임계파괴에너지 G_{IC} 의 산출과 표기방식은 Fig. 4.52와 동일하다. 섬유함유율이 10%인 경우에는 온도조건이 -50°C , 15°C , RT, 60°C 로 변화함에 따라 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값들은 0.02, 0.04, 0.05, 0.04J/mm^2 으로 RT인 경우가 가장 높고 -50°C 인 경우가 가장 낮게 나타났다. 이러한 경향은 섬유함유율이 20%, 30%인 경우에도 다소간 값들의 차이는 있으나 유사한 경향을 보이고 있다. 이러한 양상은 Fig. 4.52와 유사한 경향을 보이고 있다.

Fig. 4.54는 스펠 길이가 40mm인 경우 온도의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타낸 것으로 임계파괴에너지 G_{IC} 의 산출과 표기방식은 Fig. 4.52와 동일하다. 각각의 섬유함유율에 대하여 임계파괴에너지 G_{IC} 의 거동은 Fig. 4.52와 Fig. 4.53과 유사한 경향을 보이고 있다. 동일한 온도조건에서 섬유함유율의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 의 선형적인 증가성향은 Fig. 4.53과 유사한 경향을 보이고 있으나, 비선형의 정도가 Fig. 4.53보다 낮게 나타나고 있다.

섬유함유율이 10%인 경우를 나타내는 Fig. 4.43~45, 20%인 경우를 나타내는 Fig. 4.46~48, 30%인 경우를 나타내는 Fig. 4.49~51을 비교하여 보면 온도조건을 60°C 인 경우로 변화했을 때 총 파괴에너지 U 의 값들은 수치의 분산도 크고 불안정한 양상을 보이고 있다. 그리고 온도의 조건을 저온, 즉 -15°C , -50°C 로 변화시킨 경우에는 60°C 인 경우보다 수치

의 분산과 불안정성도 작게 나타나고 있다. 이것은 고온에서는 증가된 연성, 저온에서는 증가된 취성때문이라 판단된다. 동일한 스펠길에서 섬유함유율과 온도의 변화에 대한 임계파괴에너지 G_{IC} 를 나타내는 Fig. 4.52~54를 비교하여 보면 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 저온으로 변화하는 경우보다 고온으로 변화하는 경우의 비선형 경향이 더 증가하고 있다. 따라서 GF/PP복합재료는 저온의 영향보다는 고온의 영향이 크다고 판단된다.

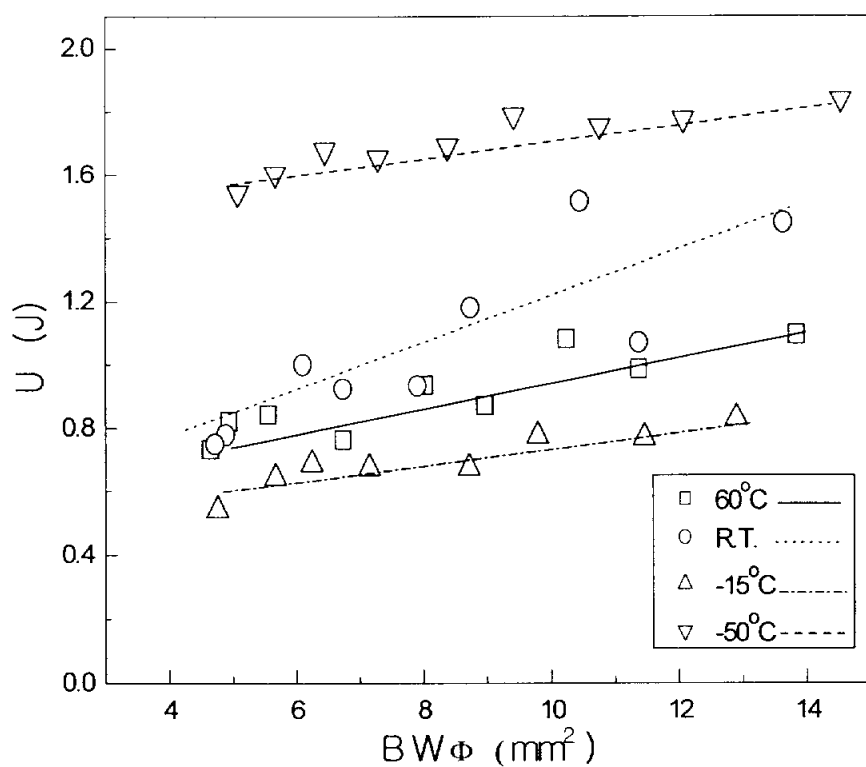


Fig. 4.43 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 10% fiber volume fraction at 20mm span.

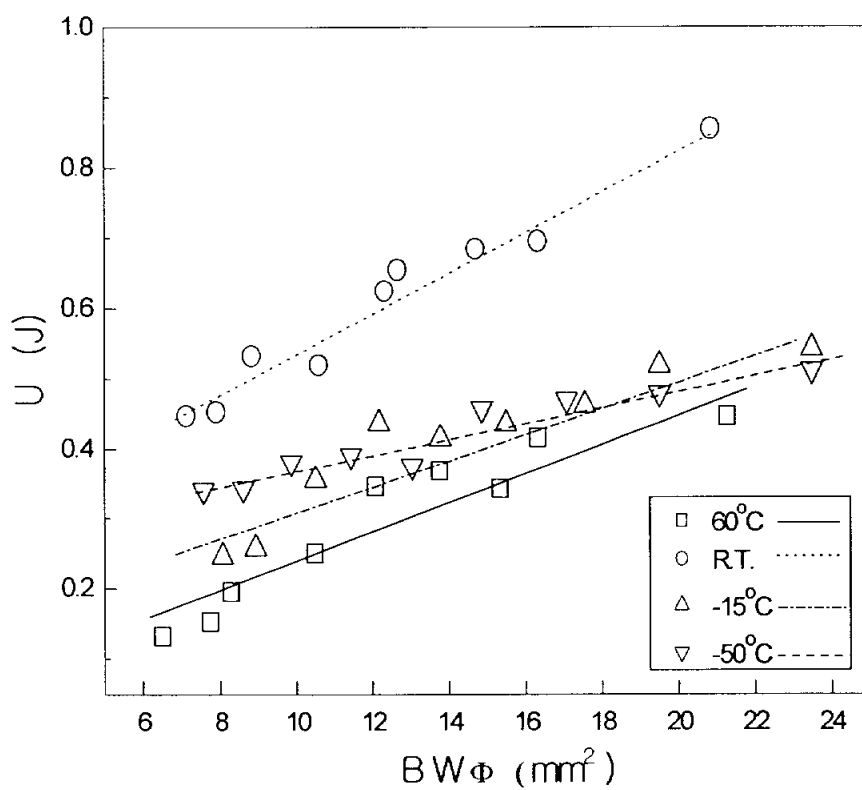


Fig. 4.44 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 10% fiber volume fraction at 30mm span.

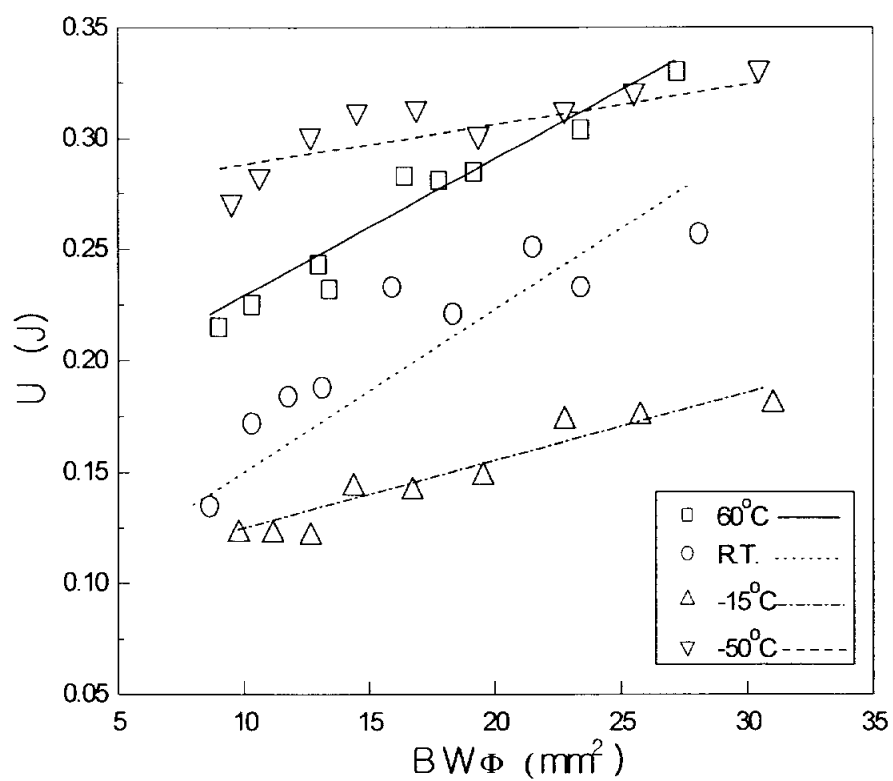


Fig. 4.45 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 10% fiber volume fraction at 40mm span.

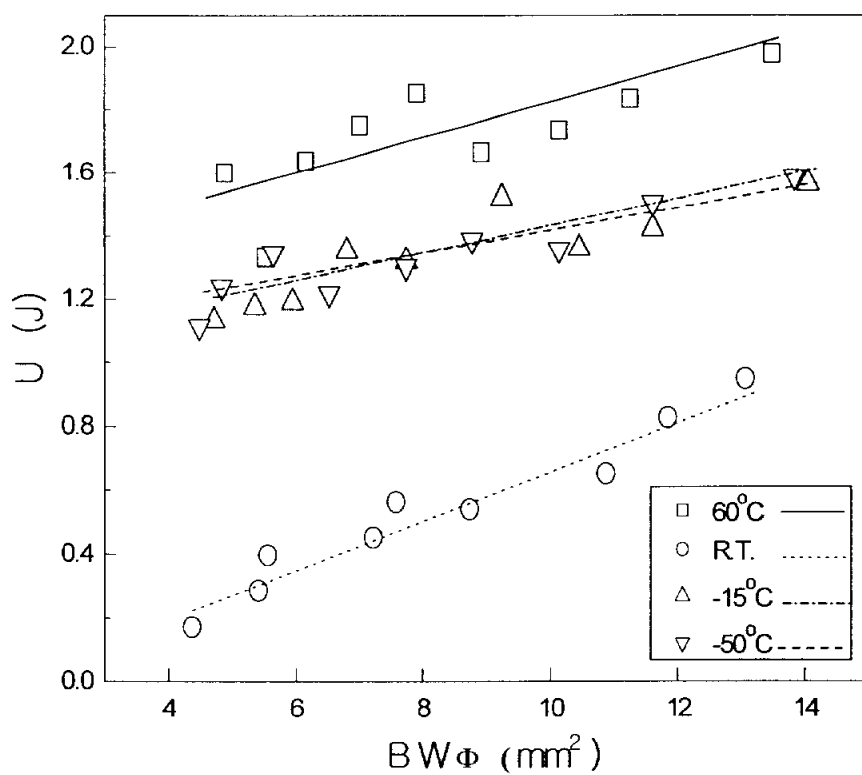


Fig. 4.46 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 20% fiber volume fraction at 20mm span.

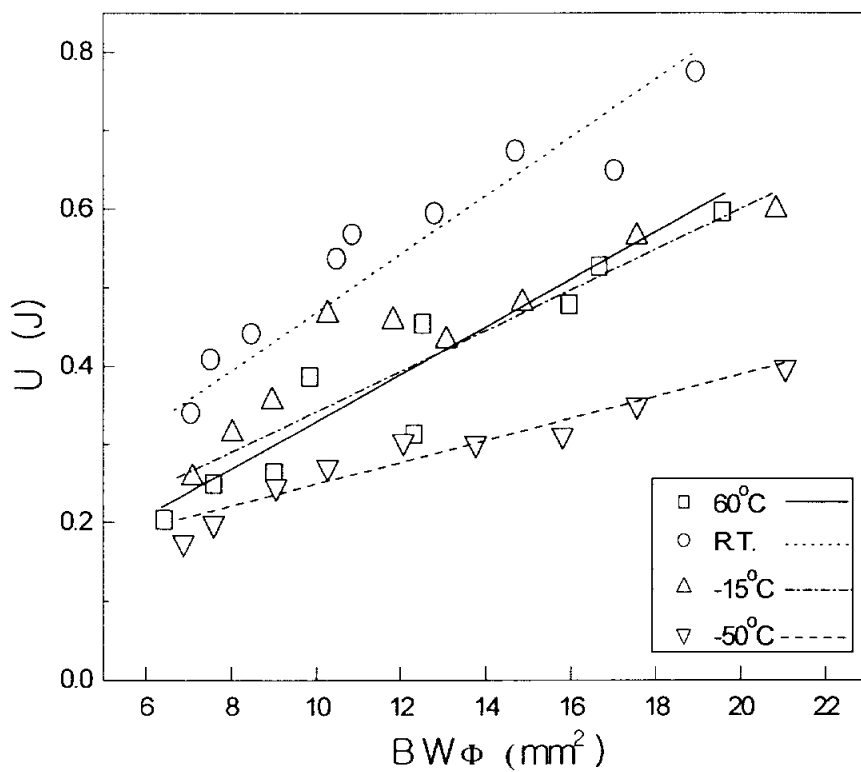


Fig. 4.47 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 20% fiber volume fraction at 30mm span.

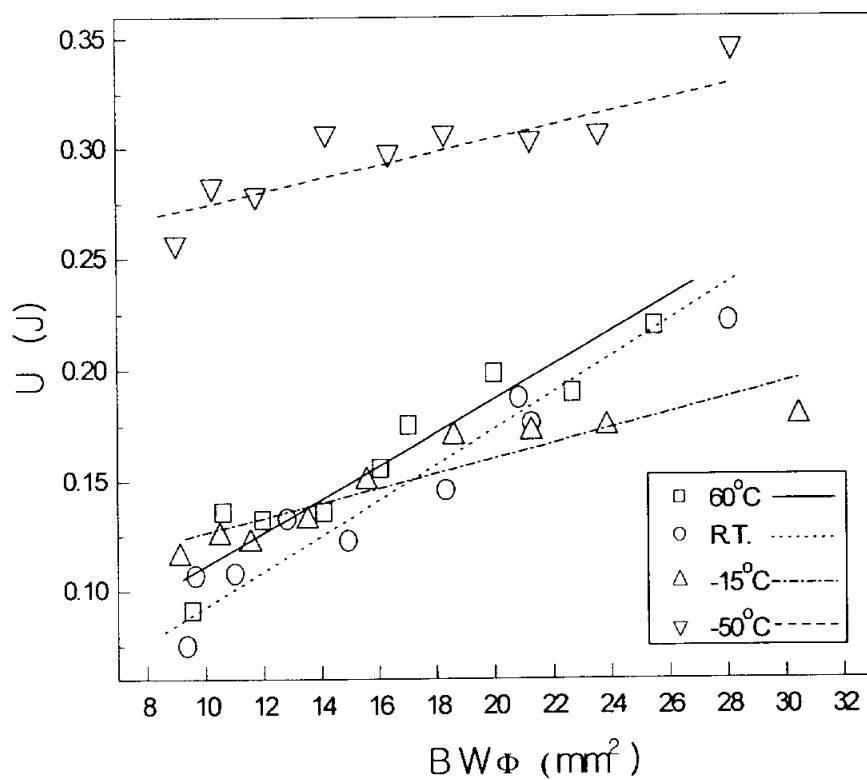


Fig. 4.48 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 20% fiber volume fraction at 40mm span.

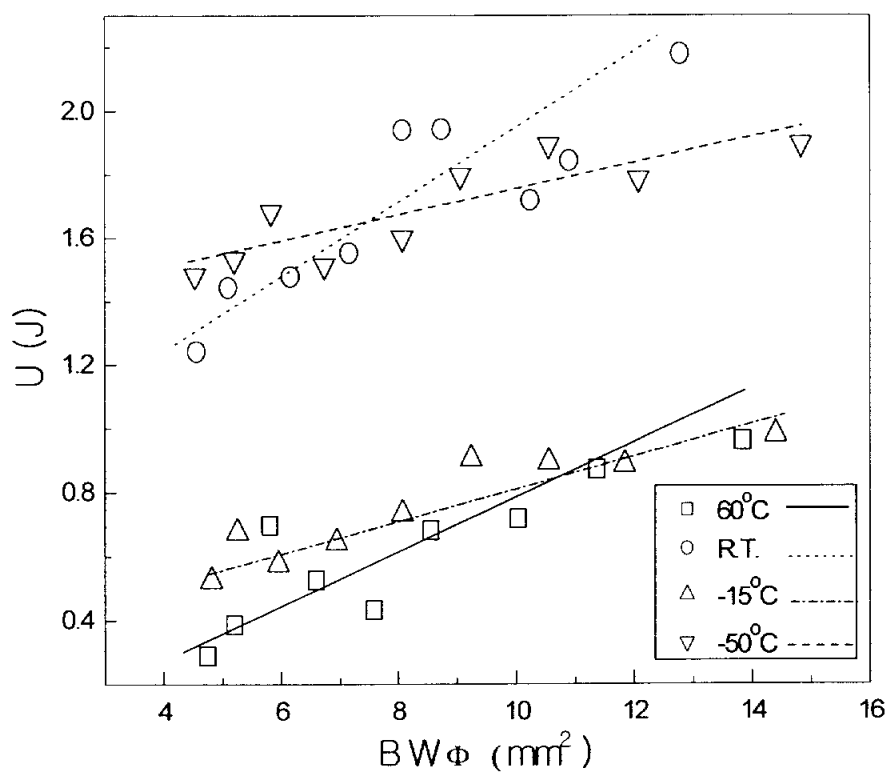


Fig. 4.49 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 30% fiber volume fraction at 20mm span.

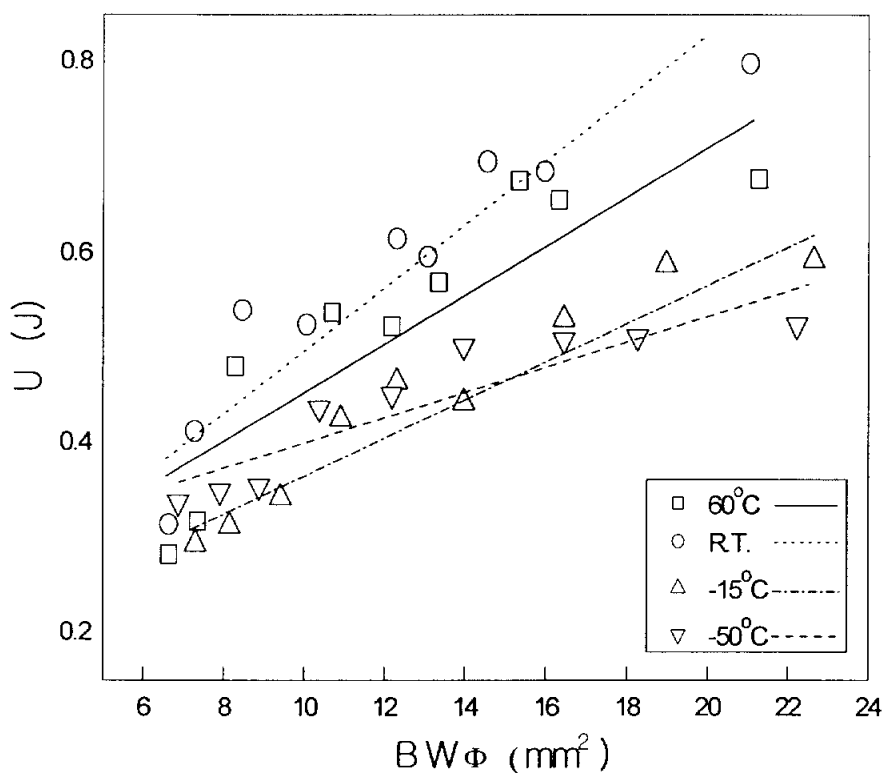


Fig. 4.50 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 30% fiber volume fraction at 30mm span.

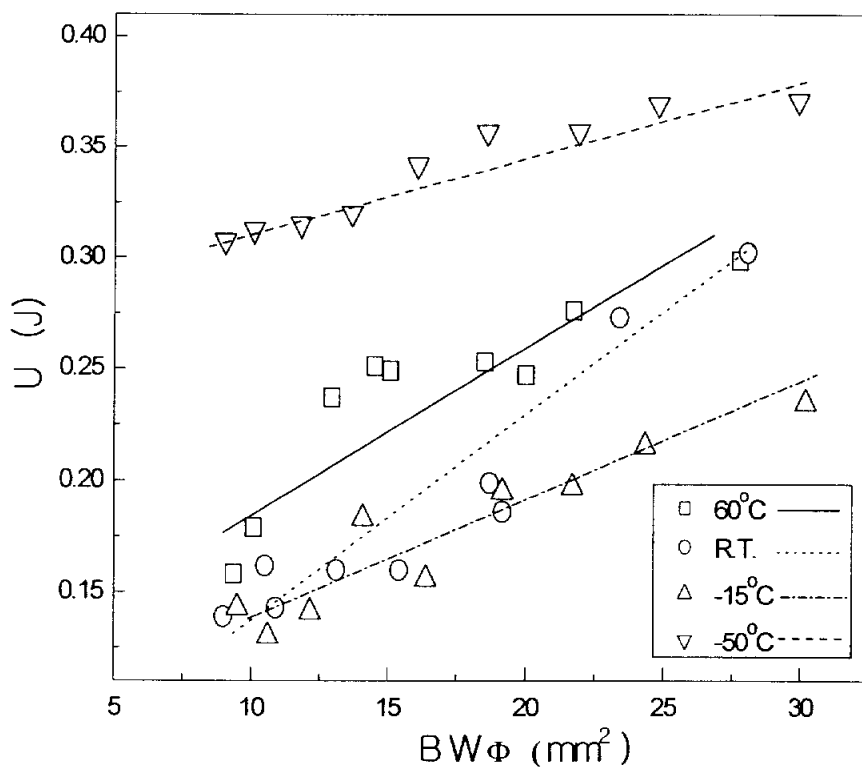


Fig. 4.51 U vs $BW\Phi$ for various temperature with 30% fiber volume fraction at 40mm span.

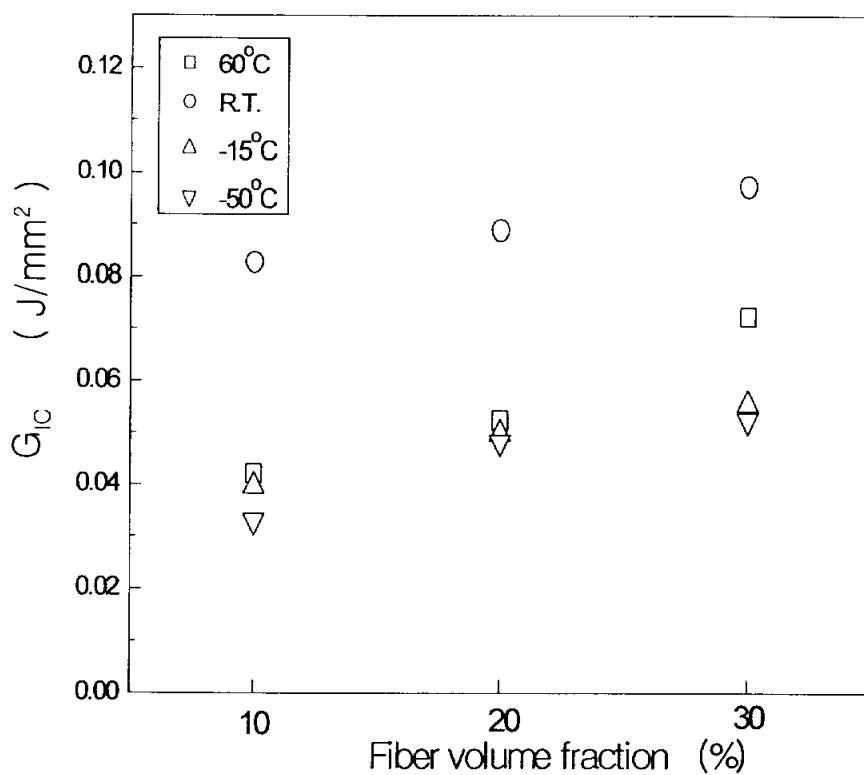


Fig. 4.52 G_{IC} vs fiber volume fraction for various temperature at 20mm span.

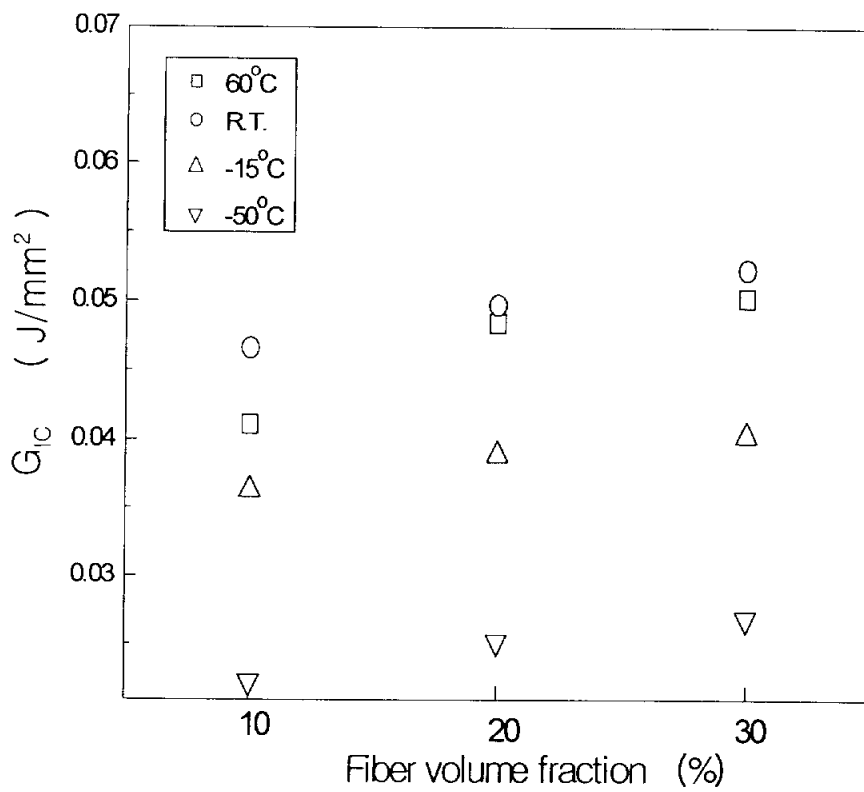


Fig. 4.53 G_{IC} vs fiber volume fraction for various temperature at 30mm span.

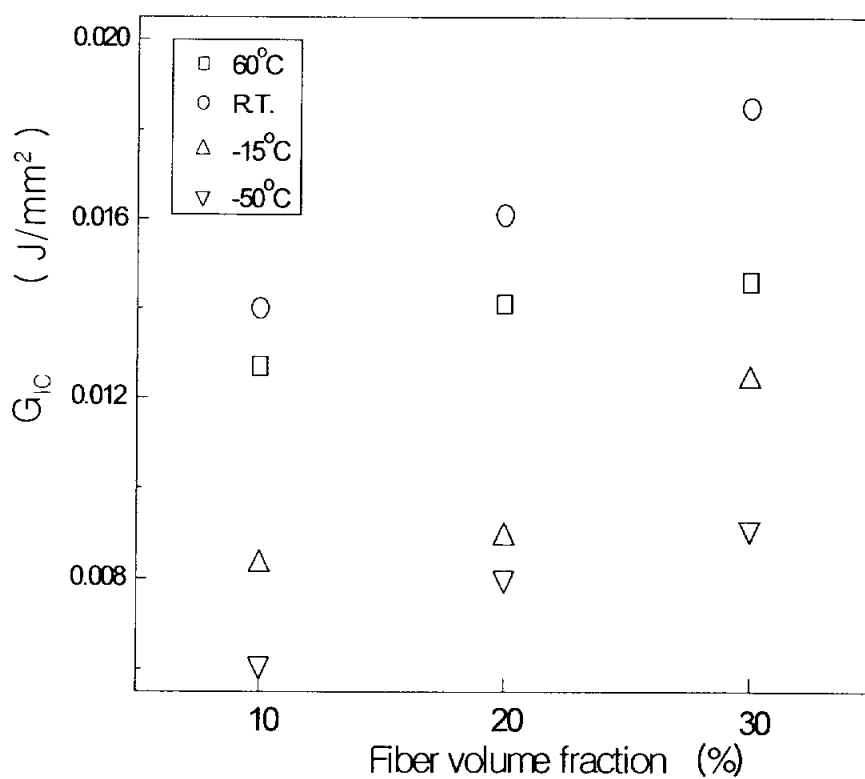


Fig. 4.54 G_{IC} vs fiber volume fraction for various temperature at 40mm span.

4.2.3.1 파면해석

Fig. 4.55는 섬유함유율 10%, 스펀길이 20mm인 복합재료의 RT에서의 파단면을 나타낸 것으로 (a)는 파단 시작부분, (b)는 파단면의 중앙부위, (c)는 파단면의 끝부분을 나타내고 있다. (a)에서 섬유파손과 수지의 변형이 많이 나타나고 있다. (b)에서는 섬유의 풀아웃과 디본딩이 나타나고 수지의 변형은 (a)보다 적게 나타나고 있다. (c)에서도 섬유파손, 풀아웃, 디본딩 그리고 수지의 변형이 나타나며, (b)와 비교하면 수지의 표면이 매끈하게 파단된 것을 알 수 있다. 이러한 양상은 스펀길이가 30mm, 40mm인 경우에도 유사한 경향을 보였다. 또한 섬유함유율이 20%, 30%인 경우의 파단면도 Fig. 4.55와 유사한 경향을 보였다.

Fig. 4.56은 섬유함유율 10%, 스펀길이 20mm인 복합재료의 온도변화에 대한 파단면을 나타낸 것이다. (a)는 60℃, (b)는 RT, (c)는 -15℃ 그리고 (d)는 -50℃의 파단면을 나타내고 있다. 온도의 변화에 대한 수지의 변형을 비교하여 보면 (b)에서 파단면의 수지형태는 연성과 인성의 영향이 거의 없고 취성의 파단형태를 보이고 있으며, (a)는 연성과 인성이 증가한 파단형태를 보이고 있다. 이것은 온도가 상승하면 연성과 인성이 증가하는 수지의 고온특성에 의한 것으로 생각된다. 그리고 (c)와 (d)에서는 (b)보다 연성과 인성이 감소한 취성파면형태를 보이고 있으며 이것은 고온의 경우에서와 유사하게 열가소성수지의 저온에 대한 저온특성에 의한 것으로 생각된다. 섬유의 파단형태를 비교하여 보면, (b)는 섬유와 수지사이의 풀아웃(pull out)과 디본딩(debonding)이 주로 일어나고 섬유의 표면에 남아있는 수지의 양도 거의 없고 섬유표면도 매끄러운 파괴양상을 보이고 있다. (a)의 파단면은 상온과는 달리 섬유표면에 남아있는 수지의 양도 증가하고 풀아웃과 디본딩이 상온보다는 적게 발생함을 보여주고 있다. 또한 증가된 수지의 연성과 인성으로 인해 섬유의 배

열상태도 불규칙하게 배열된 양상을 보이고 있다. (c)와 (d)는 풀아웃이 주로 발생하는 양상을 보이고 있으며 섬유의 배열상태는 (a)의 불규칙한 배열상태가 감소하는 것을 보여주고 있다. 이러한 경향은 스펀길이가 30mm 그리고 40mm인 경우에도 유사한 경향을 보였다.

Fig. 4.57은 섬유함유율 20%, 스펀길이 20mm인 복합재료의 온도변화에 대한 파단면을 나타낸 것이다. 표기방법은 Fig. 4.56과 동일하다. 각각의 온도조건에서 수지의 변형과 섬유의 손상형태는 Fig. 4.56과 유사한 경향을 보이고 있다. 그리고 이러한 양상은 스펀길이가 30mm 그리고 40mm인 경우에도 유사한 경향을 보였다.

Fig.4.58은 섬유함유율 30%, 스펀길이 20mm인 복합재료의 온도변화에 대한 파단면을 나타낸 것으로 파단면의 양상은 Fig.4.56과 유사한 경향을 보이고 있다. 그리고 이러한 경향은 스펀길이가 30 그리고 40mm인 경우에도 유사한 경향을 보였다.

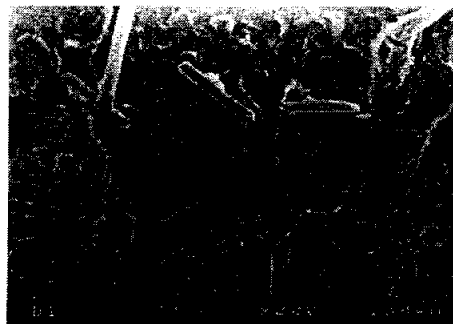
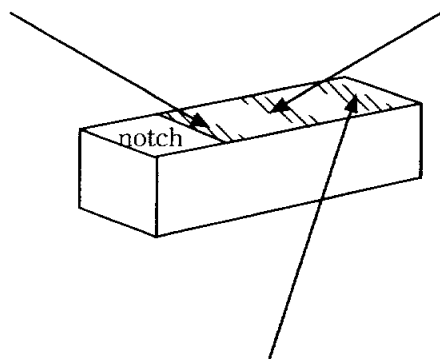
따라서 Fig.4.56~4.49의 결과에서 알 수 있듯이 온도의 변화에 따른 수지의 변형상태와 섬유의 배열상태가 혼합되어 충격강도에 영향을 미치는 것으로 판단된다.



(a) end of notch



(b) middle of fracture surface



(c) end of fracture surface

Fig. 4.55 SEM photographs of impact fracture surfaces for 20mm span at room temperature.



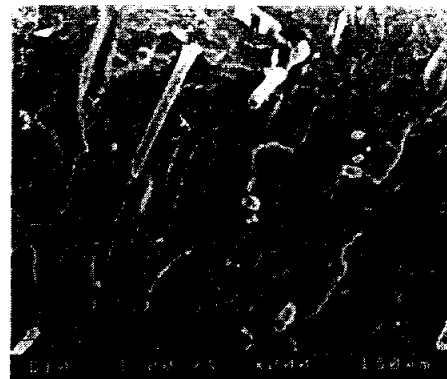
(a) 60°C



(b) R.T.



(c) -15°C

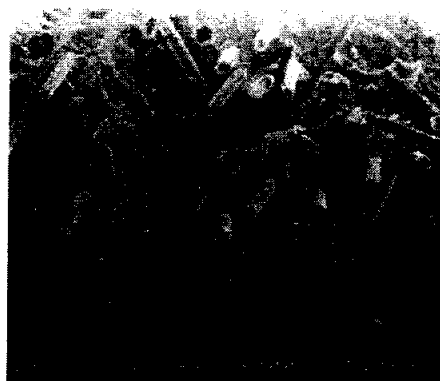


(d) 50°C

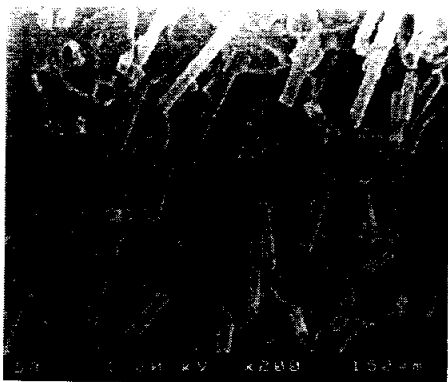
Fig. 4.56 SEM photographs of impact fracture surfaces for 10% fiber volume fraction with 20mm span at various temperature.



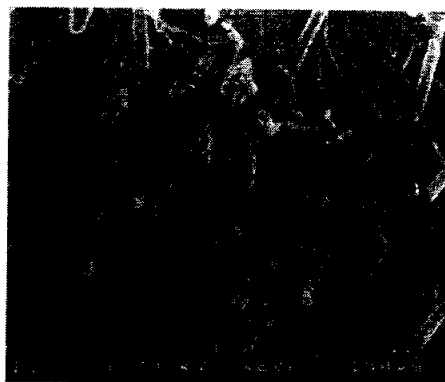
(a) 60°C



(b) R.T.

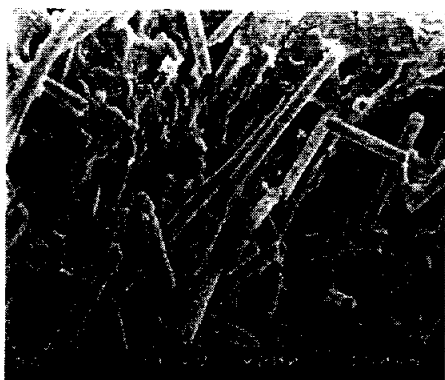


(c) -15°C



(d) -50°C

Fig. 4.57 SEM photographs of impact fracture surfaces for 30% fiber volume fraction with 20mm span at various temperature.



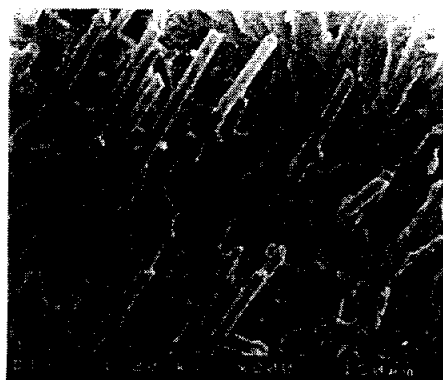
(a) 60°C



(b) R.T.



(c) -15°C



(d) -50°C

Fig. 4.58 SEM photographs of impact fracture surfaces for 20% fiber volume fraction with 20mm span at various temperature.

제 5 장 결 론

본 연구에서는 인장시험과 충격시험을 통해 열가소성 복합재료의 파괴 거동에 영향을 미치는 인자에 대해 검토하였다. 특히 섬유함유율과 스펠 길이의 변화 그리고 온도의 변화가 충격파괴강도에 미치는 영향과 섬유 함유율과 온도의 변화가 인장강도에 미치는 영향에 대해 고찰하였다.

본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) GF/PE 복합재료의 온도의 변화에 따른 인장강도는 -50°C 에서의 결과가 가장 높게 나타나고 -15°C , RT, 60°C 의 순으로 낮게 나타났다.
- 2) GF/PE 복합재료의 온도의 변화에 따른 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 RT에서의 결과가 가장 높게 나타나고 60°C , -15°C , -50°C 순으로 낮게 나타났다.
- 3) GF/PP 복합재료의 인장강도는 섬유함유율이 30%일 때 가장 높게 나타났다.
- 4) 섬유함유율이 10%인 GF/PP 복합재료의 인장강도는 -50°C 에서의 결과가 가장 높게 나타나고 -15°C , RT, 60°C 의 순으로 낮게 나타났으며 섬유함유율이 20% 그리고 30%에서도 동일한 경향을 보였다.
- 5) GF/PP 복합재료의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 섬유함유율이 30%일 때 가장 높게 나타났다.
- 6) GF/PP와 GF/PE 복합재료의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 동일한 섬유 함유율에서 실온에서의 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값이 가장 높게 나타나고 60°C , -15°C , 50°C 순으로 낮게 나타났다.
- 7) GF/PP 와 GF/PE 복합재료의 스펠길이의 변화에 따른 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 동일한 온도조건하에서는 스펠길이가 20mm인 경우가 가장 높게 나타났으나 불안정한 경향을 보였으며, 스펠길이가 40mm인 경우 임계파괴에너지 G_{IC} 의 값은 낮게 나타났으나 안정된 경향을

나타내므로 스펀질이가 40mm인 경우의 충격시험편이 더 적절한 조건이라 생각된다.

- 8) GF/PP 복합재료의 파괴기구는 온도의 변화에 따라 매트릭스의 변형이 나타났으며 섬유의 풀아웃, 섬유와 매트릭스 사이의 디본딩을 관찰할 수 있었으며, 이와 같은 파괴기구가 종합적으로 상호작용한다고 생각된다.

참고문헌

- 1) Bataille, P., Ricad, L. and Sapieha, S., "Effect of Cellulose Fibers in Polypropylene Composites", *Polymer Comp.*, 10, 1989, pp.103~108.
- 2) Manson, J.A. and Sperling, L.H., "Polymer Blends and Composites", Plenum Press, 1976.
- 3) 문창권, 고성위, "복합재료의 현황과 전망(I)", *한국 박용기관 학회지*, 13(2), 1989, pp.103~109.
- 4) Diello, V., Martuscelli, E, Ragosta, G. and Zihlif, A., "Tensile Properties and Fracture Behaviour of Polypropylene-nikel-coated Carbon-fibre Composite", *J. Mat. Sci.*, 25, 1990, pp.706~712.
- 5) Yue, C.Y. and Cheung, W.L., "Some Observations on The Role of Transcrystalline Interphase on The Interfacial Strength of Thermoplastic Composites", *J. Mat. Sci.*, 12, 1993, pp.1092~1094.
- 6) Edward M. Silverman, "Effect of Glass Fiber Length on the Creep and Impact Resistance of Reinforced Thermoplastics", *Polymer Comp.*, 8, 1987, pp.8~15.
- 7) Vina, J., Castrillo, M. A., Arguëlles, A. and Vina I., "Effects of natural and Accelerated Aging on the Glass-fiber-reinforced Polyetherimide", *J. Mat. Sci.*, 17, 1998, pp.1711~1713.
- 8) Hine, P. J., Duckett, R. A. and Ward, I. M., "A study of the Fracture Behaviour of Poly(ether sulphone)", *Polymer*, 22, 1981, p.1745.
- 9) Hine, P. J., Brew, B., Duckett, R. A. and Ward, I. M., "Failure Mechanisms in Continuous Carbon-Fibre Reinforced PEEK Composites", *Com. Sci. and Tech.*, 35, 1989, pp.31~51.
- 10) Famsteiner, F. and Theysohn, R. "Tensile and impact strengths of unidirectional, short fiber-reinforced thermoplastics", *Composites*, 1979, pp.111-119.

- 11) Voelker, and Marvin, J., "Low Temperature Impact Properties of Long Fiber Thermoplastic Composite Molding Materials", Polymer Comp., 12(4), 1991, pp.119~121.
- 12) Chen, Le-Shang., Yie Wing, Mai. and Cotterell, Brian "Impact Fracture Energy of Mineral-Filled Polypropylene", Polymer Eng and Sci, 1989, 29(8), pp.505~512.
- 13) Vu-khanh, T. and Denault, J., "Fracture Behaviour of Long Fiber Reinforced Thermoplastics", J. of Mat., 1994, 29, pp.5232~5738.
- 14) Sova, M., Raab, M. and Slizova, M. "Polypropylene Composite Materials Oriented by Solid-state Drawing : low-temperature impact behaviour", J of Mat, 1993, 28, pp.6516~6523.
- 15) Novak, R.C. and Decrescente M.A., "Impact Behavior of Unidirectional Resin Matrix Composites Tested in th Fiber Direction", ASTM, STP, 1972, pp.311~32
- 16) Reed, P. E. and Bevan, L., "Impact Damage in a Composite Material", Polymer Comp., 14(4), 1993, pp.286~291.
- 17) Tomlinson, W. J. and Holland, J. R., "Pultrusion and Properties of unidirectional Glass Fibre-Polypropylene Matrix composites", J. Mat. Sci., 13, 1994, pp.675~677.
- 18) 엄윤성, 박기호, 고성위, 김형진, "GF/PP복합재료의 충격파괴거동에 관한 연구", 한국 어업기술 학회지, 35(4), 1999, pp.421~427.
- 19) Karmaker, A. C., "Effect of Water Absorption on Dimensional Stability and Impact Energy of Jute Fibre Reinforced Polypropylene", J. Mat. Sci., 16, 1997, pp.462~464.
- 20) Sjogren, B. A. and Berglund, L. A., "Failure Mechanisms in Polypropylene with Glass Beads", Polymer Comp., 18(1), 1997, pp.1~8.
- 21) Baxter, W. J., "The Correct Interpretation of the Tensile Strength of Short Fibre-Reinforced Composites", J. Mat. Sci., 33, 1998, pp.5703~5706.

- 22) Schneider, M., Pith, T. and Lambla, M., "Toughening of Polystyrene by Natural Rubber-Based Composite Particles", J. Mat. Sci., 32, 1997, pp.6331~6342.
- 23) Sahnoune, F., Lopez-cuesta, J. M. and Crespy, A., "Effect of Elastomer Interfacial Agents on Tensile and Impact Properties of CaCO₃ Filled HDPE", J. Mat. Sci., 34, 1999, pp.534~544.
- 24) Galleski, A. and Kalinski, R., "Polymer Blends", Plenum Press, 1980, P.431.
- 25) Park, R. and Jang, J., "Performance Improvement of Carbon fiber/Polyethylene Fiber Hybrid Composites", J. Mat. Sci., 34, 1999, pp.2903~2910.
- 26) Tam, W. y., Cheung, T. Y. H. and Li, R. K. Y., "Impact Properties of Glass Fiber/Impact Modifier/Polypropylene Hybrid Composites", J. Mat. Sci., 35, 2000, pp.1525~1533.
- 27) Santulli, C. and Cantwell, W. J., "Impact Damage Characterization on Jute Reinforced Composites", J. Mat. Sci., 20, 2001, pp.477~479.
- 28) Korinek, Z. and Steidl, J., "Impact Properties of Short Fiber Reinforced Polyamide after Different Treatments", J. Mat. Sci., 19, 2000, pp.729~731.
- 29) Ghaseminejad, M. N. and Parvizi-Majidi, A., "Impact Behaviour and Damage Tolerance of Woven Carbon Fiber-Reinforced Thermoplastic Composites", Composites, 21(2), 1990, pp.155~168.
- 30) Schultz, J. M. and Friedrichi, K., "Effect of Temperature and Strain Rate on the Strength of a PET/glass Fibre Composite", J. Mat. Sci., 19, 1984, pp.2246~2258.
- 31) Pritchard, G. and Yang, "Microscopy of Damage in Particulate-Filled Glass-Epoxy Laminate", J. Mat. Sci., 29, 1994, pp.5047~5053.
- 32) Matheswaran, M. and Kishore, K., "Static and Impact Behaviour of Thermoplastic Modified Glass Fabric/epoxy Composites", J. Mat. Sci., 14, 1995, pp.951~954.

- 33) Karmaker, A. and Prasad, A., "Effect of Design Parameters on the flexural Properties of Fiber-Reinforced Composites", J. Mat. Sci., 19, 2000, pp.663~665.
- 34) Ting, Jyh-ming, "Tensile Properties of VGCF Reinforced Carbon Composites", J. Mat. Sci., 34, 1999, pp.229~233.
- 35) Rey, L., Poisson, N., maazouz, A. and Sautereau, H., "Enhancement of Crack Propagation Resistance in Epoxy Resins by Introducing Poly(dimethylsiloxane)Particles", J. Mat. Sci., 34, 1999, pp.1775~1781.
- 37) Mattews, R. G., Ward, I. M. and Capaccio, G., "The Relationship Between the Dnamic Mechanical Relaxations and the Tensile Deformation Behaviour of Polyethylene", J. Mat. Sci., 34, 1999, pp.2781~2787.
- 38) Gan, Y. X., Chu, F., Aglan, H., Faughanan, P. and Bryan, C., "Overloading Failure Analysis of Particulate and Short Fiber Filled PTFE Composites", J. Mat. Sci., 10, 2001, pp.581~584.
- 39) 고성위, 엄윤성, 허경환, 김엄기, 김형진, "온도변화에 따른 GF/PP 복합재료의 인장파괴거동", 한국 여업기술 학회지, 37(3), 2001, pp.240~245.
- 40) Shinji Ogiara, Nobuo Takeda and Akira Kobayashi, "Experimetal Caraterizatio of Microscopic Failure Process under Quasi-Static Tension in Interleaved and Toughness-Improved CFRP Cross-Ply Laminates", Com. Sci. and Tech., 35, 1996, pp.267~275.
- 41) Yang, J. M., Smith, C. and Davis, K., "Tensile and Stress Rupture Befaviour of a TiC Particulate-Reinforced Superalloy 718 Composite", J. Mat. Sci., 19, 2000, pp.2175~2177.
- 42) Fracasso, R., Rink, M., Pavan, A. and Frassine, R., "The Effect of Strain-Rate and Temperature on the Interlaminar Fracture Toughness of Interleaved PEEK/CF Composites", Com. Sci. and Tech., 61, 2001, pp.57~63.
- 43) Asp, L. E., "The Effects of Moisture and Temperature on the

- Interlaminar Delamination Toughness of a Carbon/epoxy Composite", *Com. Sci. and Tech.*, 35, 1997, pp.967~1062.
- 44) Alessandro Pegoretti and Theonis Ricco, "Fatigue Crack Propagation in Polypropylene Reinforced with Short Glass Fiber", *Com. Sci. and Tech.*, 59, 1999, pp.1055~1062.
 - 45) Synder, J., Hiltner, A. and Baer, E., "Analysis of the Wedge-Shaped Damage Zone in Edge-Notched Polypropylene", *J. Mat. Sci.*, 27, 1992, pp.1969~1977.
 - 46) Takashi Ariyama, "Cyclic Deformation Behaviour and Morphology of Polypropylene", *J. Mat. Sci.*, 28, 1993, pp.3845~3850.
 - 47) Asp, L. E., Sjogren, B. A. and Berglund, L. A., "Prediction of Failure Initiation in Polypropylene with Glass Beads", *Polymer Comp.*, 18(1), 1997, pp.9~15.
 - 48) Minoru Miwa and Naoki Horiba, "Strain Rate and Temperature Dependence of Tensile Strength for Carbon/glass Fibre Hybrid Composites", *J. Mat. Sci.*, 28, 1993, pp.6741~6747.
 - 49) Nagae, S. and Otsuka, Y., "Effect of sizing Agent on Corrosion of Glass Fiber Reinforced Plastics (GFRP) in Water", *J. Mat. Sci.*, 15, 1996, pp.83~85.
 - 50) Choi, N. S. and Takahashi, K., "Toughness and Microscopic Fracture Mechanism of Unfilled and Short-Glass-Fibre-Filled Poly(cyano arylether)", *J. Mat. Sci.*, 31, 1996, pp.731~740.
 - 51) Barnes, J. A., Simms, I. J. and Farrow, G. J., "Thermal Expansion Characteristics of PEEK Composites", *J. Mat. Sci.*, 26, 1991, pp.2259~2271.
 - 52) David Purslow, "Fractography of Fibre-Reinforced Thermoplastics, Part 3. Tensile, Compressive and Flexural Failures", *Composites*, 19(5), 1988, pp. 358~366.
 - 53) Han Yanchun, Yang Yuming, Li Binyao and Feng Zhiliu, "Temperature

- and Strain-Rate Dependence of Fracture Toughness of Phenolphthalein Polyether Ketone", J. Mat. Sci., 30, 1995, pp.3658~3661.
- 54) Karger-Kocsis, J. and Friedrich, K., "Microstructure Details and the Effect of Testing Conditions on the Fracture Toughness of Injection-Moulded Poly(phenylene-sulphide) Composites", J. Mat. Sci., 22, 1987, pp.947~961.
- 55) Saiello, S., Kenny, J. and Nicolais, L., "Interface Morphology of Carbon Fibre/PEEK Composites", J. Mat. Sci., 25, 1990, pp.3493~3496.
- 56) Friedrich, K., "Microstructure Efficiency and Fracture Toughness of Short Fiber/Thermoplastic Matrix Composites", Com. Sci. and Tech., 22, 1985, pp.43~74.
- 57) Harris, B., Dorey, S. E. and Cooke, R. G., "Strength and Toughness of Fibre Composites", Com. Sci. and Tech., 31, 1988, pp.121~141.
- 58) Vu-Khanh, T. and Denault, J., "Fracture Behaviour of Long Fibre Reinforced Thermoplastics", J. Mat. Sci., 29, 1994, pp.5732~5738.

감사의 말씀

본 논문을 완성할 수 있도록 항상 격려와 용기를 주신 지도교수 고성위 교수님께 감사드립니다. 어려운 고비마다 느슨해지지 않도록 이끌어 주시고 자상하게 가르침을 주신 것을 돌이켜 보면 제자를 가르칠 때의 마음은 항상 그러해야 하겠다고 생각합니다.

또한 공사다망한 와중에도 논문 심사를 흔쾌히 맡아 주시고 좋은 논문이 되도록 힘써 주신 경상대학 김형진 교수님, 부경대학 김형자 교수님, 한규일 교수님, 남기우 교수님, 공주대학 김엄기 교수님께 진심으로 감사드립니다.

따뜻하게 격려해 주신 안수길 교수님, 문덕홍 교수님, 김시영 교수님, 양주호 교수님, 고대권 교수님, 장지성 교수님, 김영복 교수님, 문창권 교수님께 깊은 감사드립니다.

항상 시간에 쫓기는 시기에 물심양면으로 도와주신 윤명원 원장님과 정덕상 선생님, 신준봉 선생님의 따뜻한 마음과 고마운 격려는 큰 힘이 되었음을 말씀드리고 싶습니다.

시험편 제작과 실험에 많은 도움을 준 최영근군과 박상식군에게도 깊은 감사를 드리며 고마운 마음을 잊지 않겠습니다.

불현듯 중년의 나이로 접어든 자식걱정에 애태우시던 어머니의 사랑과 친지, 장인어른과 장모님의 사랑덕분에 이러한 영광이 이루어진 것에 대하여 깊은 감사를 드립니다.

끝으로 못한 남편의 뒷바라지에 노심초사 애쓰던 아내에게 고마움과 사랑을 전하며, 먼 훗날 아빠의 이 조그마한 결실을 보게 될 사랑하는 태에게 삶의 교훈이 되었으면 합니다.

2002년 12월 엄 윤 성 드림