

<論 文>

# 層狀複合鋼材의 低溫 破壞舉動에 관한 研究

申 昌 均\* · 廉 永 夏\*\*

(1982년 8월 10일 접수)

## A Study on the Fracture Behavior of Laminated Steel Composites at Low Temperature

Chang-Kyun Shin and Young-Ha Yum

### Abstract

Laminated steel composites are made from spring steel and mild steel by rolling process. Experiments for impact test are carried out and the fracture behavior of laminated steel composites are compared with that of homogeneous steel. Also, fracture models of laminate composites are analyzed by finite element method and the computed fracture stress is compared with experimental results.

### 1. 序 論

최근 科學技術의 革新에 따라 機械, 電氣, 化學, 建築等 각 분야는 刮目할 만한 發展을 이루고 있다.

이와 같은 추세에 따라 工業材料도 많은 發展을 이루어 왔으나 單一材는 그 發展에 限界가 있게 마련이고, 아무리 좋은 材料도 耐熱性, 耐蝕性, 高硬度性 등 모든 面에 良材가 될 수는 없기 때문에 單一材의 이와 같은 短點을 補完하고, 性能이 優秀하며, 經濟성이 좋은 複合材料가 必要하게 되었다.

層狀複合材料의 경우는 이와 같은 요구에 따라 冶粧材나 斷熱材로서 뿐 아니라 最近에는 構造材로서도 많은 研究<sup>(1~5)</sup>가 이루어지고 있으며, 특히 層狀複合材에 대한 많은 實驗結果<sup>(6~12)</sup>는 構造材를 單一材의 長點을 모아 層狀複合材로 製作함으로써 靜的 및 疲勞強度를 增加시킬 수 있다는 것을 보여 주었고, 또한 單一材에 대한 破壞力學을 延長하여 層狀複合材의 應力狀態와

破壞豫測을 위한 理論式 誘導에 대한 研究가 活潑히 進行되고 있다.

本 論文에서는 SS41 鋼과 SUP9 스프링鋼을 空氣의 流入을 막기 위해 接合界面 周邊을 熔接하고, 1200°C에서 壓延하여 만든 SUP9—SS41—SUP9 層狀複合鋼材에 Arrester 型的 龜裂을 넣어 충격試驗을 하고 有限要素法에 의해 龜裂 先端에서의 彈性應力分布를 計算하여 層狀複合鋼材에서 나타나는 破壞舉動과 破壞特性을 比較하고 그 原因을 究明하였다.

### 2. 實驗裝置 및 方法

#### 2.1. 試驗片

##### (1) 衝擊試片

本 研究에 使用된 材料는 스프링鋼 SUP9과 構造用鋼 SS41를 層狀으로 接合시킨 3接材(3SMS), 5接材(5SMS), 7接材(7SMS)와 單一材 SUP9과 SS41을 使用하였으며, 試片의 化學性分은 Table 1과 같다.

試片材料는 接合界面에 壓延中 酸素가 들어가지 않도록 熔接한 다음 1200°C에서 熱間壓延하였으며, 850°C

\* 正會員, 육군사관학교

\*\* 正會員, 서울대학교 공과대학

에서 어니일링 하였다.

機械的 性質은 Table 2에 收錄하였고 各 試片은 斜 坡 V노치 標準試片을 사용하였으며 名稱과 層狀接合 狀態는 Table 3에 表示하였다.

(2) 有限要素法(F.E.M)에 의한 計算에 使用된 試片 Fig. 1는 F.E.M. 試片의 形狀과 荷重狀態를 Fig. 2는 試片의 有限要素形態의 한 例를, 그리고 Table 4는 計算에 使用된 試片의 種類를 보여주고 있다.

Table 1 Chemical composition.

Material	Composition (%)						
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu
SUP9	0.56	0.29	0.90	0.025	0.04	0.72	
SS41	0.21	0.32	0.45	0.021	0.007		
Copper							99.96

Table 2 Mechanical properties.

Material	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Yield Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Rockwell Hardness (HRC)
SS41	38.9	26.1	30.4	40.3
SUP9	98.9	65.9	19.1	58.6

Table 3 Cross section of specimen.

Material (Symbol)	Impact Specimen	
	Notched (10x10 x 55.6)	Unnotched (10x5 x 55.6)
SUP 9		
SS 41		
3 SMS		
5 SMS		
7 SMS		

Legend : Spring Steel, SUP 9  
 Mild Steel SS 41

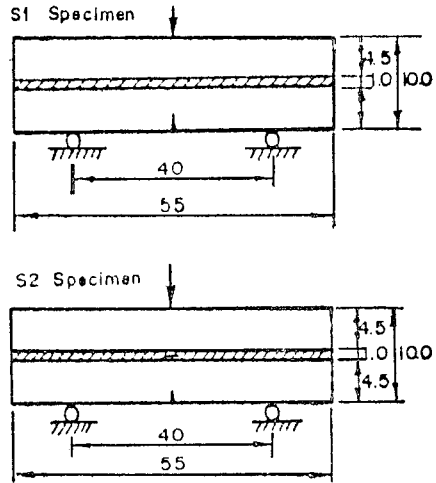


Fig. 1 Shapes of specimen for F.E.M. calculation.

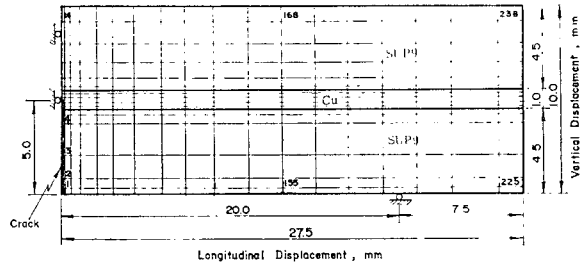


Fig. 2 An example of finite element configuration, S1-3A.

Table 4 Shapes and symbols of used specimens.

Vertical Crack Length Shape Symbols	Horizontal Half Crack Length, lmm			
	2.0 mm	3.5 mm	50 mm	6.0 mm
S 1	Symbol: S1-1A	S1-2A	S1-3A	S1-4A
	Shape:			
S 2	Symbol: S2-1A	S2-2A	S2-3A	S2-4A
	Shape:			

2.2. 實驗裝置

衝擊試驗은 Olsen 萬能試驗機와 DPE-6E 型 스트레인 增幅器 Store 型 오실로스코프와 低溫實驗裝置(80°C ~ -180°C) 및 光學顯微鏡을 使用하였다.

2.3. 試驗方法

(1) 衝擊試驗

衝擊에너지와 破壞舉動을 測定하기 위하여 廉永夏<sup>(13)</sup>가 使用한 스트레인 게이지 方法을 使用하였다. 이 方法은 衝擊試驗機의 해머(hammer) 頭部에 固定한 일단

固定보 形狀의 살피 충격刃部에 스트레인 게이지를 부착하고, Fig. 3과 같이 試驗裝置를 設置한 다음 충격刃部로 試片에 충격을 加하면 충격間 試片이 받는 충격荷重의 變化量이 스트레인 게이지의 彈性變位로 나타나고 여기서 생긴 스트레인의 變化量은 스트레인 增幅器를 거쳐 Store型 오실로스코프에 自動 記錄되어 충격時間 동안에 試片이 吸收하는 에너지 狀態를 알 수 있다.

충격試驗은 18°C, 0°C, -40°C, -80°C, -120°C, -160°C의 6段階로 나누어 實施하였다.



Fig. 3 Impact testing assembly of low temperature.

(2) 有限要素法에 의한 破壞舉動 解析

本 論文에서는 1973年에 發表된 Chiles 프로그램<sup>(4)</sup>을 使用하였으며, 彈性破壞力學에 의해 平面應力을 求하였고, 龜裂先端 근처에서의 塑性域의 크기가 아주 작은 경우. 實驗値와 計算結果 사이에 5% 以內的 誤差를 보이고 있다고 報告하고 있다.

本 論文에서는 Fig. 1, 2 및 Table 4에 表示된 形狀의 試片內로 龜裂이 傳播하는데 龜裂先端 근처에서의 試片形狀, 材料構成, 應力分布 등이 어떤 影響을 끼치는가를 有限要素法에 의한 計算結果를 가지고 實驗에서 觀察된 破壞舉動의 原因을 究明하고자 하였다.

3. 實驗結果 및 考察

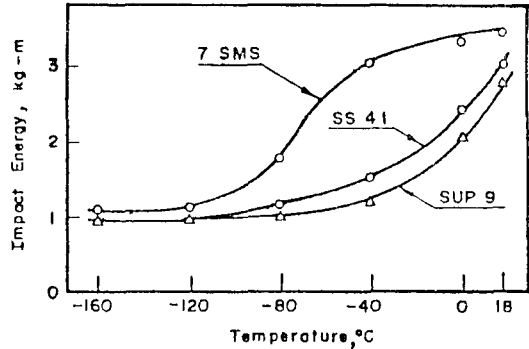
3.1. 低溫衝擊 破壞舉動

(1) 低溫衝擊에너지

18°C~-160°C의 溫度 範圍에서 노치試片과 노치없는 試片의 충격에너지를 測定하여 Fig. 4(A), (B)에 各 各 表示하였다.

Fig. 4(A)에서 노치試片의 충격에너지를 考察하면 30°C에서는 單一材와 層狀複合鋼材의 충격에너지가 3.67kg-m 程度로 비슷하였으나 低溫으로 가면서 SS41과 SUP9은 10°C~-20°C 사이에서 충격에너지는 急激히 減少하여 -40°C에서는 1.2kg-m로 되었으나 7SMS材는 -40°C 程度에서도 3kg-m의 높은 충격 에너지를 가지며 -40°C~-100°C에서 急激한 減少現象을 보이고 -120°C 근처에 가서야 1kg-m로 된다.

(A) Notch Specimen



(B) Unnotch Specimen

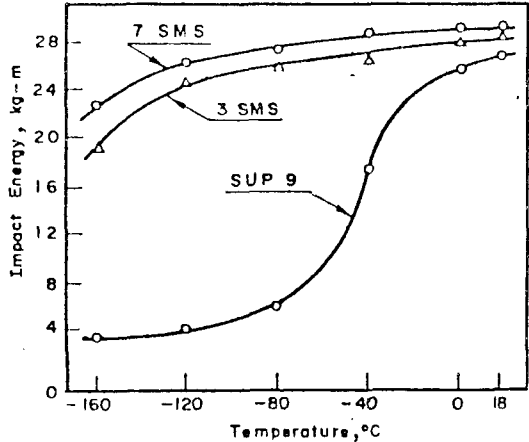


Fig. 4 Impact energy-temperature curves for notch and unnotch specimen.

Fig. 4(B)에서 노치없는 試片에 對해 考察하면 18°C에서는 노치試片에 비해 훨씬 큰 28kg-m의 충격에너지를 가지며 溫度가 低下됨에 따라 SUP9은 18°C~-60°C 사이에서 急激히 減少되나 3SMS, 7SMS는 -120°C 程度가서야 急激한 減少現象을 보여주고 있다.

層狀複合材의 충격에너지는 溫度, 內部構成材料, 接着力에 의해서 큰 差異가 생기며, 一般的으로 Arrestor型 試片의 경우는 破壞時 層이 분리될 때 커지는 傾向이 있다<sup>(6)</sup>.

(2) 金屬組織에 의한 충격破壞舉動 觀察

試片에 충격을 加할 때 破壞되는 過程을 荷重速度 2.2m/sec, 2.55m/sec의 충격을 주어 金屬組織의 內 側面에서 考察하였다.

Fig. 5은 衝擊速度 2.2m/sec의 충격을 加한 後의 크랙傳播 形狀을 나타낸 것이다.

龜裂傳播는 노치底에서 始作하여 試片內로 連續的으로 傳播되지 않고, 龜裂先端이 試片 內部에 있는 層境界面에 도달되기 前에 層境界面은 분리된다는 사실을

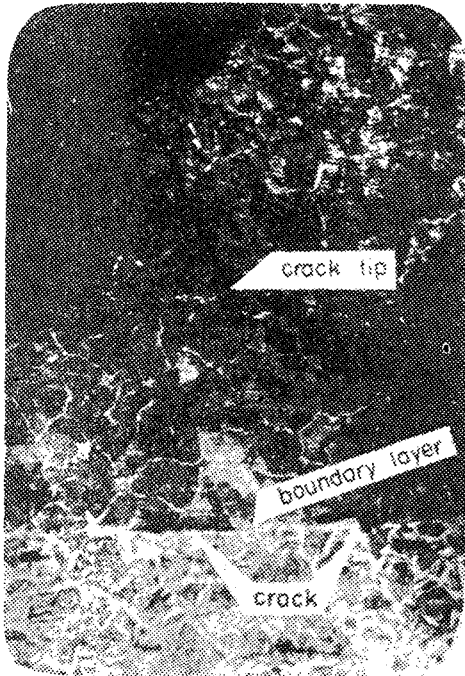


Fig. 5 Microscopic impact bending fracture mode of 5SMS, temperature:  $-40^{\circ}\text{C}$  velocity; 2.2m/sec.

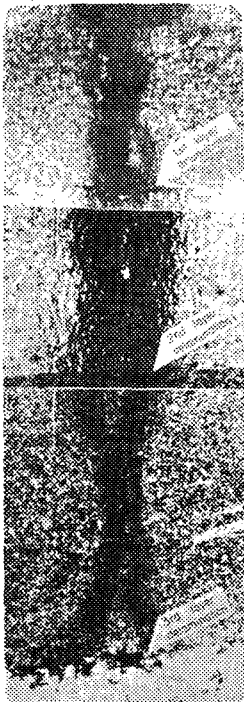


Fig. 6 Microscopic impact bending fracture mode of 5SMS temperature;  $-40^{\circ}\text{C}$ , velocity; 2.5m/sec.

보여주고 있다.

충격속도 2.55m/sec에서는 Fig. 6에서와 같이 傳播된다. 第1, 2層에서는 약간의 層分離 現象이 생기고, 第3層에서는 龜裂先端이 到着하기 前에 層의 分離現象이 생겼음을 보여주고 있다.

Fig. 7를 통해 龜裂이 Arrester型 試片內를 傳播하는 過程을 整理하면 第1段階에서는 노치底에서 龜裂發生, 傳播, 第2段階는 層間 境界面에서 새로운 龜裂이 生成, 層境界面의 분리, 第3段階는 노치底에서 생긴 龜裂과 分離層 사이의 連結, 第4段階는 分離된 層境界面에서 새로운 龜裂生成의 過程을 거쳐 破壞됨을 알 수 있다<sup>(6)</sup>.

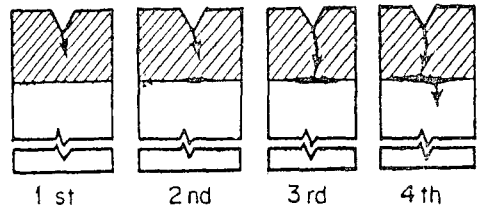


Fig. 7 Illustration of crack propagation mode of laminated impact specimen.

그러나 分離된 境界面은 比較的 매끈하기 때문에 이 면에서 새로운 龜裂이 發生한다는 것은 노치가 있는 경우보다 어려울 것이라는 것을 쉽게 추측할 수 있다. 이때 層이 분리되고, 層境界面에서 새로운 龜裂이 生成되는데 所要되는 에너지가 크기 때문에 層狀複合鋼材의 충격에너지는 증가된다고 생각된다.

金屬組織을 통해서 보면 Fig. 5, 6에서 層境界面上에서는 주변의 母材보다 훨씬 延伸率과 強度가 낮은 ferrite層이 생겼고, 歷延中 생긴 Void나 不純物, 酸化物 등이 모여 있어서 이 弱한 境界層은 龜裂이 傳播할 때 龜裂先端 前方에서는 層表面에 垂直方向인 垂直應力(Normal Stress)이 水方向의 세로 應力(Longitudinal Stree)보다 커서 層分離는 自然히 弱한 ferrite層이나 Void, 酸化物 層이 있는 곳에서 생긴다.

### (3) 衝擊荷重—衝擊時間 曲線

SUP9과 5SMS로 된 Sharpy 衝擊標準試片을 溫度  $-40^{\circ}\text{C}$ 에서 衝擊速度 4.4m/sec로 충격을 加하여 충격荷重—破壞時間 關係를 Storage型 오실로스코프를 통해 구한 寫眞과 破壞된 試片形狀을 Fig. 8에 表示하였다.

충격에너지는 오실로스코프의 垂直軸 單位 눈금당 荷重의 크기와 試片의 deflection 크기를 알아야 하는데 垂直軸 單位 눈금당 荷重의 크기는 靜的 試驗에 의해 235kg/div(50mv/div)를 求하였으며, 試片의 deflec-

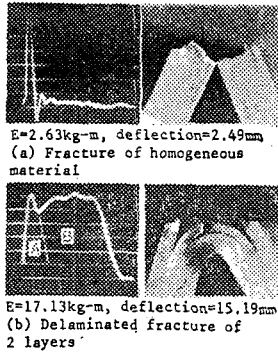


Fig. 8 Shape of failed notched impact specimen and instrumented impact load-time curves under  $-40^{\circ}\text{C}$ .

tion 量의 크기는 충격해머가 試片에 충격을 가할 때 오실로스코프 水平軸上에 나타난 試片 破綻時間의 길이에 충격에서 破綻이 이루어질 때까지의 충격刃部의 平均速度를 곱해서 大略의 deflection의 크기를 나타내었다.

Fig. 8을 통해서 層狀複合鋼材의 時間經過에 따른 破綻過程을 살펴보면 Fig. 8(a)는 層의 分離現象이 생기지 않는 狀態에서 破綻되어 취성破壞의 形狀을 보여주고 있으나, Fig. 8(b)에서는 第1層 破壞에 의한 彈性破壞에너지는 구역「A」로, 層分離에 의한 龜裂傳播의 停滯, 새 균열發生, 傳播에 따른 추가에너지의 吸收現象이 구역「B」로 表示되어 있다.

이 사실에서 Arrestor 型 試片은 충격時 龜裂先端이 層境界面에 도착하기 전에 Fig. 8(b)와 같이 분리되면 충격에너지는 17.13kg/m의 큰 값을 갖게 되나 破壞時 層이 분리되지 않으면 Fig. 8(a)와 같이 2.63kg/m 밖에 안된다.

그 理由는 龜裂이 試片內로 傳播될 때 層分離 現象이 생기면 層이 분리되는데 에너지가 추가로 필요하고 노치효과가 없어지기 때문에 破綻되는 試片은 훨씬 더 많은 충격에너지를 갖게 됨을 알 수 있다.

### 3.2. 有限要素法에 의한 균열先端 근처에서의 應力解析

Fig. 1, 2 및 Table 4에 表示된 形狀의 S1 試片과 S2 試片을 가지고 Arrestor 型 龜裂이 試片內로 傳播되어 갈 때의 應力分布를 有限要素法에 의해 計算하여 層狀複合材의 破壞舉動을 究明하고자 하였다.

이때 균열이 傳播하는 過程은 連續적으로 表示하기 어려워서 Table 4와 같이 S1 試片의 境遇 試片下端으로부터 垂直方向으로 길이 2mm, 3.5mm, 5.0mm, 6.0mm의 4가지 龜裂을 넣었고 S2 試片의 경우 垂直

方向의 龜裂은 S1 試片과 같고 水平方向의 龜裂길이를 2mm로 하여 각각 200kg, 140kg, 80kg, 50kg의 中央集中荷重을 주어 應力分布를 計算하였으며, 이 應力分布를 가지고 앞장에서 紹介한 實驗結果와 試片破壞舉動에 미치는 영향을 究明하였다.

이때 有限要素法에 使用된 試片은 實驗에 使用된 SUP9-SS41-SUP9 材料의 製作時 熱間壓延에 의해 層境界面內에 생긴 ferrite 대신 引張強度가 비슷하고 彈性係數가 다른 Cu 를 使用한 SUP9-Cu-SUP9 材를 利用하였다. 컴퓨터 計算에 Cu의 彈性係數는 12000kg/mm<sup>2</sup>, 프와송比는 0.33, SUP9의 彈性係數는 21000kg/mm<sup>2</sup>, 프와송比는 0.30을 택하였다.

#### (1) S1 試片

S1 試片의 龜裂先端 근처와 試片中央에서의 應力分布는 Table 5에 表示하였고, 垂直方向으로 龜裂이 進行할 때의 SCuS 材의 應力分布는 Fig. (9)에 表示하였다.

龜裂이 傳播할 때의 破壞舉動을 考察하면 龜裂길이

Table 5 Stress distribution of S1 sepcimen.

Specimen	Load (kg)	Sort of Stress (kg/mm <sup>2</sup> )	Horizontal Distance (mm)	Vertical Distance (mm)	Stress (kg/mm <sup>2</sup> )
S1-3A	200	Longitudinal Stress	0.25	2.25	129.8
			0.25	5.25	8.7
		Normal Stress	0.25	2.25	107.8
			0.24	5.25	2.6
S1-2A	140	Longitudinal Stress	0.25	3.75	125.4
			0.25	5.25	33.8
		Normal Stress	0.25	3.75	113.1
			0.25	5.25	39.7
S1-3A	80	Longitudinal Stress	0.25	5.125	131.7
			0.25	5,375	150.3
		Normal Stress	0.25	5.125	152.0
			0.25	5.375	130.0
S1-4A	50	Longitudinal Stress	0.125	5.125	2.5
			0.125	6.125	138.9
		Normal Stress	0.125	5.125	27.4
			0.125	6.125	153.8

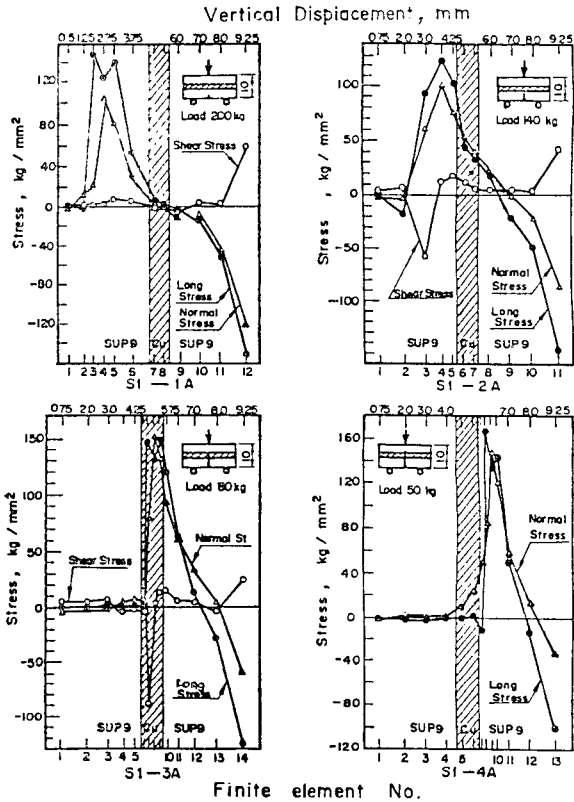


Fig. 9 Stress distribution along the vertical crack tip direction for S1 specimen.

2mm 인 경우는 세로應力이 垂直應力보다 월등히 커서 mode I 型의 龜裂傳播만 생기나 龜裂길이 가 增加하여 3.5mm 가 될 경우는 試片中央에서 垂直應力이 세로應力보다 조금 더 커졌으며, 龜裂先端이 試片中央에 있을 때는 龜裂先端 바로 前方에서는 垂直應力이 세로應力보다 월등히 커져서 層分離 龜裂의 生成原因이 되고 있다고 생각된다.

(2) S2 試片

S2 試片의 龜裂先端 근처와 試片中央에서의 應力分布는 Table 6 에 表示하였고, 垂直 上方向으로 龜裂이 傳播할 때의 SCuS 材의 應力分布는 Fig. 10 에 表示하였다.

龜裂이 S2 試片內를 進行할 때의 破壞舉動을 考察하면 龜裂길이 가 2mm 인 경우는 龜裂先端 前方의 세로應力이 垂直應力보다 월등히 커서 Mode I 型 龜裂이 傳播되나 龜裂길이 가 3.5mm 로 커질 경우는 龜裂先端 가까운 곳에서는 세로應力이 垂直應力보다 현저히 커서 Mode I 型의 龜裂傳播가 생기나 試片 下端으로부터 5.125mm 位置에서는 垂直應力이 세로應力보다 월등

Table 6 Stress distribution of S2 specimen.

Specimen	Load (kg)	Sort of stress (kg/mm <sup>2</sup> )	Horizontal distance (mm)	Vertical distance (mm)	Stress (kg/mm <sup>2</sup> )
S2-1A	200	Longitudinal Stress	0.25	2.25	131.1
			1.125	5.125	10.8
		Normal Stress	0.25	2.25	108.0
			1.125	5.125	8.5
S2-2A	140	Longitudinal Stress	0.25	3.75	139.2
			1.125	5.125	50.3
		Normal Stress	0.25	3.75	104.6
			1.125	5.125	74.9
S2-3A	80	Longitudinal Stress	0.25	5.125	163.2
			1.125	4.875	25.7
			1.125	5.125	15.8
		Normal Stress	0.25	5.125	-0.2
			1.125	4.875	11.3
			1.125	5.125	7.9
S2-4A	50	Longitudinal Stress	0.25	5.125	0.0003
			1.125	4.875	29.4
			1.125	5.125	44.3
			1.125	5.875	66.1
		Longitudinal Stress	1.125	6.250	72.6
			0.25	5.125	0.0001
			1.125	4.875	51.5
			1.125	5.125	42.7
			1.125	5.875	105.5
			1.125	6.250	3.96

히 커져서 試片中央에서 層分離가 생긴다. 또한 龜裂 길이 5.0mm 일 때는 노치先端 前方에서는 세로應力이 垂直應力보다 월등히 커서 Mode I 型 龜裂이 傳播되지만 노치先端 바로 後方 즉 垂直距離 4.875mm 에서는 垂直應力이 세로應力보다 커져서 層分離가 생긴다. 그러나 水平方向으로 놓인 龜裂先端으로부터 水平方向으로 거리가 멀어질에 따라 應力狀態는 垂直應力이 급격히 減少하여 분리되는 層길이는 어떤 한계에

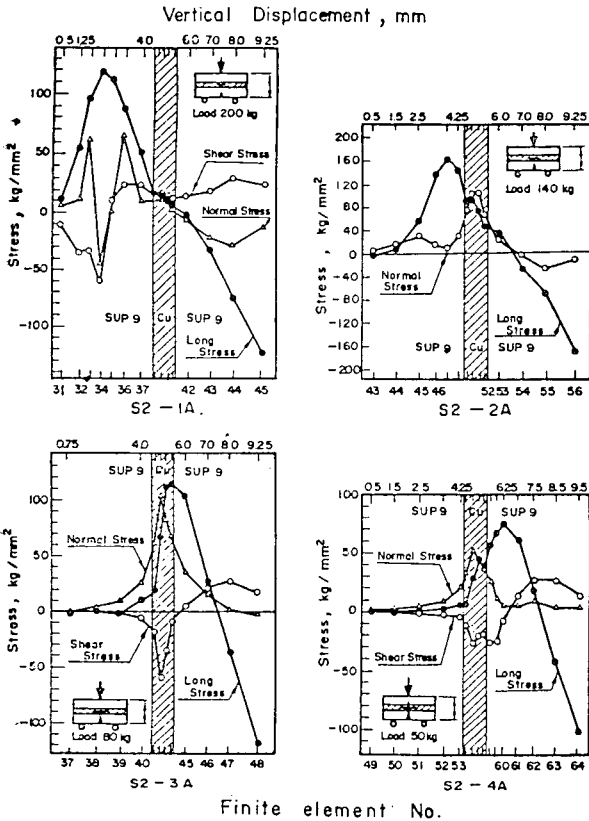


Fig. 10 Stress distribution along the vertical direction through the horizontal crack tip for S2 specimen.

서 정지된다고 생각된다.龜裂길이 6.0mm인 경우試片中央에서는 垂直應力이 세로應力보다 커져 層分離가若干進行할 수 있으나 龜裂先端 前方에서는 세로應力이 垂直應力보다 커서 Mode I型 傳播가 可能하다.

S1 試片과 S2 試片의 結果를 綜合하면 Arrestor型 龜裂이 試片底에서 發生하여 試片內로 傳播될 때 S2材가 S1材보다 層分離가 쉽게 되나 이미 存在하는 層分離(水平) 龜裂 自體가 어느 정도 應力集中 現象을 일으켜 試片破壞性質이 좋지 않게 된다. 理想的인 경우는 龜裂先端이 到着하기 바로 直前에 層分離가 생기는 것이 龜裂傳播를 抑制하는데 더 效果的임을 알 수 있다.

(3) 實驗結果와 有限要素法에 의한 計算結果 비교  
지금까지 層狀複合鋼材와 單一材의 破壞特性和 arrestor型 龜裂이 層狀複合鋼材를 橫斷할 때의 龜裂傳播 舉動을 舉動實驗과 有限要素法에 의한 龜裂 주변에서의 應力分布 計算을 통해 究明하였다.

이상의 結果를 綜合하면,

熱間壓延에 의해 製作한 層狀複合鋼材는 層境界面에 ferrite層이 생겨서 arrestor型 龜裂先端이 層境界面에 垂直方向으로 接近할 때는 龜裂先端이 層境界面에 도달하기 前에 弱한 ferrite層에서 層分離가 생긴다는 사실을 Fig. 5, 6에서 觀察하였으며 그 理由를 有限要素法에 의해 計算된 結果를 나타낸 Table 5, 6과 Fig. 9, 10을 통해서 究明하면 試片이 中央集中荷重을 받을 때 龜裂길이 3.5mm, 5.0mm로 커짐에 따라 龜裂先端 前方의 試片中央에서는 垂直應力이 세로應力보다 점점 더 커지기 때문에 內部層材料가 弱할 때는 龜裂先端이 도달하기 前에도 弱한 內部層材料內에서 層分離가 일어나기에 충분한 應力이 발생한다는 것을 보여주고 있다.

그리고 이때 龜裂先端이 도달하기 前에 層分離가 생기는 경우는 層이 분리되는데 所要되는 추가에너지 量과 層分離에 의해 새로 생긴 表面에 의해 應力集中 現象은 없어지고 새로운 龜裂이 發生하기 위해서는 層分離가 생기기 前보다 훨씬 큰 에너지가 所要된다는 사실이 Fig. 8의 衝擊荷重-時間曲線에 의해서도 확인되었다.

#### 4. 結 論

衝擊試驗과 有限要素法에 의한 應力分布 計算을 통해 아래 結果를 얻었다.

(1) 18°C ~ -160°C의 低溫 충격 試驗에서 單一材 SUP9, SS41은 18°C와 -20°C 사이에서 急激한 에너지 減少가 생기지만 arrestor型으로 된 層狀複合鋼材 SUP9-SS41-SUP9는 노치材인 경우 -40°C까지, 노치가 없는 材料의 경우는 -120°C까지도 높은 충격에너지를 갖고 있음이 確認되었다.

(2) 層을 構成하고 있는 內部材料가 外部材에 비해 훨씬 弱하거나 內部層 境界面이 弱한 材料로 構成된 層狀複合鋼材內를 arrestor型 龜裂이 傳播할 때에는 單一材와 같이 連續的으로 이루어지는 것이 아니라 노치底에서 龜裂이 發生하여 試片內로 傳播될 때 龜裂先端이 弱한 內部層 또는 層境界面에 도달되기 前에 이미 이곳에서 層分離 균열이 생겨서 균열先端이 이 分離된 面에 到着되면 龜裂 傳播는 일단 停滯되었으며 다시 분리된 層의 任意面에서 龜裂이 發生 傳播하는 樣相을 보였다.

(3) 層狀複合鋼材 SUP9-SS41-SUP9의 破壞에너지가 큰 理由는 arrestor型 龜裂이 試片內로 傳播될 때 熱間壓延에 의해 생긴 ferrite層에서 層分離 現象이 생

기며 이때 層이 分離되는데 所要되는 에너지와 分離된 層表面에서 새로운 龜裂이 發生하는데 필요한 에너지가 추가로 필요하기 때문이라 생각된다.

(4) Arrestor 型 龜裂이 層狀 複合鋼材內로 傳播될 때 層이 分離되는 理由를 有限要素法에 의해 살펴보면 노치 先端이 層境界面에 가까이 갈수록 層分離의 원인이 되는 垂直應力이 세로應力보다 커지는 傾向이 있음을 確認하였으며 S2 試片같이 試片內에 層分離(delamination) 龜裂이 이미 存在할 때는 S1 試片보다 더 쉽게 層이 分離된다는 사실을 알 수 있다.

참 고 문 헌

1. R.E. Rowlands, etal "Mechanical Behavior of a Graphite Epoxy Laminate Containing a Hole", *J. Appl. Mech.*, pp. 365—376, 1973
2. N.J. Pagano, "On the Calculation of Interlaminar Normal Stress in Composite Laminate", *J. Composite Materials*, Vol. 8, pp. 65—81, 1974
3. E.P. Chen and G.C. Sih, "Interfacial Delamination of a layered Composite Under Anti-plane Strain", *J. Composite Materials*, Vol. 5, pp. 12—23, 1971
4. R.B. Pipes etal, "Interlaminar Stresses in Composite Laminates-An Approximate Elasticity Solution", *J. Appl. Mechs. Trans ASME*, pp. 668—672, 1974
5. L.P. Pook, "Approximate Stress Intensity Factors Obtained From Simple Plate Bending Theory", *Eng. Fracture Mechs*, Vol. 12, pp. 505—522, 1979.
6. J.D. Embury etal, "The Fracture of Mild Steel Laminate", *Trans. Met. Soc. AIME*, Vol. 239, pp. 114—118, 1967
7. C.C. Hong and Morris Stern, "The Computation of Stress Intensity Factors in Dissimilar Materials", *J. Elasticity*, Vol. 8, pp. 21—34, 1978
8. Donald O Cox and A.S. Tetelman, "Improved Fracture Toughness of a Titanium Alloy Laminate by Controlled Diffusion Bondings", *J. Adhesion*, Vol. 5, pp. 279—300, 1973
9. T.M. Devine, "Fracture Mechanisms in Maraging Steel-Iron Laminate", *Eng. Fracture. Mechs*, Vol. 6, pp. 315—323, 1974.
10. Donald F. Adams and A. Keith Miller, "An Analysis of the Impact Behavior of Hybrid Composite Materials", *Materials Science and Engineering*, Vol. 19, pp. 245—260, 1975
11. C.K.H. Dharan, "Fracture Mechanics of Composite Materials", *J. Eng. Matr and Tech*, *Trans. ASME*, Vol. 100, pp. 233—246, 1978.
12. D.F. Adams and J.L. Perry, "Low Level Charpy Impact Response of Graphite/Epoxy Hybrid Composites", *J. Eng. Matr and Tech. Trans. ASME*, pp. 257—263, 1977
13. 廉永夏, "衝擊굽힘 荷重下의 언노치 및 노치살피형 試片의 機械的 性質에 관한 研究" *鐵と鋼* Vol. 51, pp. 2056—2059, 1965
14. S.E. Benzley and Z.E. Beisinger, "A Finite Element Computer program that calculates the Intensities of Linear Elastic Singularity", *CHILES Manual*, 1973