

工學博士學位論文

스프링鋼의 疲勞크랙 進展舉動에
미치는 壓縮殘留應力의 影響



2003 年 2 月

釜慶大學校大學院

機械工學科

鄭 燦 洪

工學博士學位論文

스프링鋼의 疲勞크랙 進展學動에
미치는 壓縮殘留應力의 影響

指導教授 朴 卿 東

이 論文을 工學博士 學位論文으로 提出함

2003 年 2 月

釜慶大學校大學院

機械工學科

鄭 燦 洪

鄭燦淇의 工學博士 學位論文을 認准함

2002年 12月 26日

主 審 教授 金 榮 大



副 審 教授 康 聖 原



委 員 教授 金 亨 資



委 員 教授 河 萬 景



委 員 教授 朴 卿 東



목 차

Abstract	v
Nomenclature	vii
제 1 장 서 론	1
1.1 연구배경	1
1.2 연구동향	4
1.3 연구목적 및 내용	7
제 2 장 쇼트피닝가공과 피로파괴이론	8
2.1 쇼트피닝기의 구조	8
2.2 쇼트볼 투사 이론	9
2.3 압축잔류응력	12
2.4 쇼트피닝 품질평가	16
2.4.1 아크하이트와 커버리지	16
2.4.2 X-선 회절법에 의한 압축잔류응력의 측정	21
2.4.3 쇼트볼과 쇼트피닝가공 품질	23
2.4.4 쇼트볼 투사패턴	26
제 3 장 피로파괴 이론	27
3.1 소규모 항복범위에서 응력확대계수	27
3.2 균열선단의 소성역	31
3.3 균열의 성장	35
제 4 장 시험편 및 실험방법	39

4.1 시험편	39
4.2 시험편의 쇼트피닝가공	42
4.3 실험장치 및 실험방법	43
4.3.1 조도측정	43
4.3.2 경도측정	44
4.3.3 압축잔류응력측정	45
4.3.4 피로균열진전실험	47
제 5 장 실험결과 및 고찰	50
5.1 압축잔류응력의 FEM 모델링	50
5.1.1 쇼트피닝 가공의 시뮬레이션	50
5.1.2 쇼트피닝 현상의 모델링	51
5.1.3 쇼트볼 접촉이론	53
5.1.4 소재의 탄소성 거동특성	54
5.2 압축잔류응력의 FEM해석	56
5.2.1 유한요소해석 접근방법	56
5.2.2 내연적유한요소법 해석	57
5.3 쇼트피닝과 FEM해석결과비교	72
5.4 표면조도, 현미경조직과 경도분포	78
5.5 상온 피로균열진전거동	82
5.5.1 피로균열진전길이와 사이클수	82
5.5.2 피로균열진전속도와 응력확대계수	85

5.5.3	하한계응력확대계수범위	91
5.5.4	$da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 쇼트볼투사속도 의존성	93
5.6	고온 피로균열진전거동	96
5.6.1	고온과 압축잔류응력	96
5.6.2	피로균열진전길기와 사이클	99
5.6.3	피로균열진전속도와 응력확대계수	101
5.6.4	하한계응력확대계수	106
5.6.5	$da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 고온환경의존성	107
5.7	저온 피로균열진전거동	110
5.7.1	피로균열진전길기와 사이클	110
5.7.2	피로균열진전속도와 응력확대계수	113
5.7.3	하한계응력확대계수	118
5.7.4	$da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 저온환경의존성	119
5.8	피로균열진전거동에서 응력비의 영향	122
5.8.1	피로균열진전길기와 사이클수	122
5.8.2	응력비가 ΔK , ΔK_{th} 에 미치는 영향	124
5.8.3	응력비와 재료상수 C , 피로균열진전지수 m 관계	129
5.9	시험환경과 피로균열진전식	132
제 6 장	언피닝과 쇼트피닝의 피로균열진전거동결과 및 고찰	134
6.1	고온에서 쇼트피닝과 언피닝의 피로균열진전거동	134
6.2	저온에서 쇼트피닝과 언피닝의 피로균열진전거동	139

6.3 변환응력비에서 쇼트피닝과 언피닝의 피로균열진전거동	144
제 7 장 파단면의 관찰	149
제 8 장 결 론	159
참고문헌	161
List of Tables	170
List of Figures	171
List of Photographs	178
감사의 글	179

A Study on The Effect of Compressive Residual Stress on Fatigue Crack Propagation Behavior of Spring Steel

Chan-Gi Jung

**Dept. of Precision Mechanical Engineering,
Graduate School of Pukyong National University.**

Abstract

Recently, the request for the light weight is more and more increased in the area of industrial environment and machinery and the consistent effort is needed to accomplish high strength of materials for the direction of light weight.

To accomplish the high strength of materials, carbonizing treatment, nitrifying treatment, shot-peening method are representatively applied. The high strength of materials is accomplished as the compressive residual stress is made on the metal surface in the process of shot-peening method. Special research is therefore needed about compressive residual stress on the metal surface in the process of shot-peening method.

The purpose of this study is to predict the behavior of fatigue crack propagation as one of fracture mechanics on the compressive residual stress. To predict it, elastic-plasticity material behavior, which resulted from the impact of the shot ball on metal surface,

was observed and the finite element analysis was conducted. Especially, this study compared the maximum size of compressive residual stress and the finite element analysis.

This study made an experiment on fatigue crack propagation da/dN , stress intensity factor range ΔK_{th} respectively in mild temperature and in high temperature.

In the result, the size of the shot ball impact, energy was the same as the size of energy in finite element analysis. When the speed of shot was at 70m/sec, the compressive residual stress showed the maximum. However, as the speed became higher than 70m/sec, the compressive residual stress became gradually lower.

The compressive residual stress made a great effect on da/dN , ΔK and ΔK_{th} in fatigue crack propagation behavior.

Especially da/dN increased but ΔK and ΔK_{th} decreased at 100°C (critical point). After 100°C, both da/dN , ΔK and ΔK_{th} showed slow change.

Paris Law's material constant C in stage II of fatigue crack propagation and m of fatigue crack propagation index relied on compressive residual stress, temperature and the speed of shot ball projection.

The compressive residual stress made an impact on tension and compression of the plasticity deformation in fatigue crack plasticity zone. That is, the constrained force about plasticity deformation was strengthened by resultant stress, which resulted from plasticity deformation and compressive residual stress in the process of fatigue crack propagation. The fatigue crack fracture aspect such as above was observed by Scanning Electron Micro scope(SEM).

Nomenclature

Symbol	Definition	Unit
G	전단탄성계수(shearing modulus)	N/mm^2
A	하중-하중선 변위곡선의 면적 (load-load line displacement curve area)	mm^2
σ	응력(stress)	N/mm^2
σ_{TS}	인장강도(tensile strength)	N/mm^2
σ_{YS}	항복강도(yidlding strength)	N/mm^2
σ_Y	유효항복강도(effective yidlding stress)	N/mm^2
ϵ	변형률(strain)	-
ν	포와송비(Poisson's ratio)	-
R	응력비(stress ratio)	-
W	시험편폭(specimen width)	mm
B	시험편두께(specimen tickness)	mm
a	균열길이(crack length)	mm
a_0	초기 균열길이(original crack length)	mm
τ	전단응력(shear stress)	N/mm^2
σ	수직응력(vertical stress)	mm
σ_x	x방향의 응력(stress in x direction)	N/mm^2
σ_y	y방향의 응력(stress in y direction)	N/mm^2
σ_{ys}	항복응력(yielding stress)	N/mm^2
σ_0	균열선단에서의 응력(stress at crack tip)	N/mm^2
σ_z	z방향의 응력(stress in z direction)	N/mm^2
τ	전단응력(Shear Stress)	N/mm^2

r	균열선단으로부터의 거리 (distance from crack tip)	mm
r_p	소성역의 크기 (Size of plasticity)	mm
r_p^*	소성역의 반경 (radius of plasticity)	mm
a^*	탄성응력(elasticity stress)	N/mm ²
K	응력확대계수(stress intensity factor)	N/mm ^{3/2}
K_{eff}	유효응력확대계수 (effective stress intensity factor)	MPa m ^{1/2}
K_I	모드I에서의 응력확대계수 (stress intensity factor of mode I)	N/mm ^{3/2}
K_{II}	모드II에서의 응력확대계수 (stress intensity factor of mode II)	N/mm ^{3/2}
K_{III}	모드III에서의 응력확대계수 (stress intensity factor of mode III)	N/mm ^{3/2}
ΔK	응력확대계수범위 (stress intensity factor range)	MPa m ^{1/2}
ΔK_{th}	하한계 응력확대계수범위 (threshold stress intensity factor range)	MPa m ^{1/2}
ΔK_m	평균응력확대계수 (mean stress intensity factor)	MPa m ^{1/2}
K_{max}	최대응력확대계수 (maximum stress intensity factor)	MPa m ^{1/2}
K_{min}	최소응력확대계수 (minimum stress intensity factor)	MPa m ^{1/2}
K_c	임계응력 확대계수 (critical stress intensity factor)	MPa m ^{1/2}
K_{IC}	평면변형률 파괴인성	N/mm ^{3/2}

	(plane strain fracture toughness)	
K_{eff}	유효응력 확대계수 (effective stress intensity factor)	
N	반복횟수(number of cycles)	mm/cycle
P	집중하중(load)	N
P_{max}	최대 하중(maximum load)	N
P_{min}	최소 하중(minimum load)	N
da/dN	피로균열진전속도 (fatigue crack propagation)	mm/cycle
C	재료상수(material constant)	-
m	피로균열진전지수 (fatigue crack growth exponent)	-
N	사이클수(number of cycle)	cycle
μ	마찰계수(friction factor)	-
g	중력 가속도	9.8m/sec ²
ω	Impeller의 각속도(angular velocity)	rad/sec

제 1 장 서 론

1.1 연구배경

기술산업에서 요구되는 부품의 경량화는 소비자로부터 요구되는 필수적인 사항으로써, 기계장치, 항공기, 선박, 철도차량, 자동차등에서 필요한 철강(금속)소재 분야에서 활발히 연구되어지고 있다. 특히 철강소재 분야에서 대체 재질 개발과 재료의 고응력화에 대한 연구가 절실히 요구되고 있지만 생산성과 같은 경제적인 측면과 환경보호 측면에서 많은 문제점을 갖고 있으므로 그것에 상응하는 기술개발⁽¹⁾은 매우 중요한 사항이 되고 있다.

부품의 설계시 고려되는 금속의 고강도화는 부품의 경량화를 실현시킴으로써 재료와 연료절감이라는 잇점을 갖고 있으나, 고응력화는 설계형상이나 반복되어 가해지는 외부하중 또는 진동조건에 따라 차이는 있지만 금속표면 또는 금속 내부의 결함에 의해 항복응력 이하의 응력에서도 균열이 개시되고 서서히 안정성장하여 최종적으로 급속파괴되는 현상⁽²⁾이 발생된다.

이와 같이 금속에서 발생하는 피로파괴현상은 인류의 인명과 재산에 커다란 재앙을 초래할 수 있으므로 현재와 같이 대형화 된 산업기술사회에 피로파괴 방지기술⁽³⁾은 매우 큰 비중을 차지하고 있다.

이러한 금속의 피로현상을 최초로 Wöhler⁽⁴⁾가 연구하여 피로한도를 결정할 수 있는 Wöhler곡선을 완성하였으며, 그 후 Basushinger가 보완하여 현재까지 S-N선도(stress-number of stress cycle)⁽⁵⁾이라 불리어지고 있다.

금속의 파괴는 표면 또는 금속내부에 존재하는 결함이나 미시적 균열에 의하여 응력집중이 발생한다는 것을 가정한 내부응력이론을 Griffith⁽⁶⁾가 제안하였으며, 피로파괴의 진전속도에 대한 연구가 Head에 의해 이루어 졌다. 또한 저사이클에서 균열발생과 진파에 대한 고찰을 통하여 비교적 높은 경도치(Hv > 600)를 갖는 강재에서는 주로 비금속 계재물

이 피로파괴의 기점이 되는 반면, 낮은 경도치($H_v < 500$)의 경우는 금속의 조직학적인 인자가 피로파괴의 기점이 된다고 발표^(7,8)되었다.

이와 같이 피로한도의 존재와 피로현상에서의 응력집중 영향등을 기초하여 실제 부품설계에 적용되고 있지만 피로파괴의 예측이 어렵고, 거시적으로 분석하여도 커다란 소성변형을 갖지 않으며, 파단면의 거시적 양상은 주인장축의 직각방향으로 형성되는 균열진전이 다양하게 나타나고 있다. 그러므로 산업기술의 고도화에 의해 요구되는 금속의 고강도화는 금속내부에 피로파괴의 원인이 되는 비금속 계재물이 존재하지 않아야 하고, 금속의 표면에는 부식이나 크랙과 같은 결함이 존재해서는 안 된다는 것이 필수적인 사항으로 지적^(9,10)되고 있다.

그리고 피로강도의 저하원인중 금속 내부에 존재하는 비금속 계재물을 제외한 피로파괴인자는 금속표면에 존재하는 결함이 대부분을 차지하고 있으므로 금속의 표면을 가공처리하여 피로강도를 향상시키는 기술이 적용되고 있으나 처리조건이나 방법에 따라 결과가 복잡하게 나타나는 현상으로써 이 분야에 대한 체계적인 연구가 요구되고 있다.

금속의 표면을 가공하여 피로강도를 향상시키는 위한 수단으로는 고주파 표면경화, 표면의 침탄처리, 표면의 질화처리, 쇼트피닝에 의한 표면의 압축잔류응력 부여 등과 같은 방법이 대표적이다.

1940년에 Zimmerli⁽¹¹⁾는 금속표면처리 삼포지업에서 코일 스프링에 쇼트피닝을 처리한 결과 피로강도가 42% 증가된다는 것을 실증하여 미국의 자동차와 항공부품업계에서 지속적으로 연구하고 실용화하므로써 SAE쇼트피닝위원회에서는 쇼트피닝가공에 대한 규격과 작업표준안을 제정하게 되었다. 따라서 군수산업에서도 적용하는 것을 시작으로 하여 1940년대부터 1960년대까지는 미국의 독점기술로서 유지된 분야였다.

일본은 1950년대에 쇼트피닝 가공기술을 미국으로부터 도입하여 현재 까지 발전해 왔으며 국내에서는 1960년대에 쇼트피닝 가공기술을 철도차량 스프링의 피로수명을 향상하기 위해 적용⁽¹²⁾되기 시작하였다.

쇼트피닝가공에 의해 금속 표면부에 형성된 압축잔류응력은 반복하중을 받는 금속표면부에서 인장력과 상쇄시키는 역할을 한다. 즉 작용된 반복하중의 평균응력을 변화시키므로 피로수명이 향상된다고 하였다. 반복하중에 의한 피로수명은 피로균열의 개시와 피로균열의 안정성장과정에서 소비되는 시간으로 구성되므로 균열의 안정성장에 소비되는 시간이 피로수명의 대부분을 차지하므로 균열의 안정성장과정의 해석과 예측⁽¹³⁾이 매우 중요한 사항이 되고 있다.

선형파괴역학(linear elastic fracture mechanics)은 1959년 Irwin⁽¹⁴⁾에 의해 제정된 이래 매우 활발히 연구한 결과 새로운 학문체계로서 완성해가고있다. 균열근방의 탄성응력장을 특성 짓는 파라미터 K 를 사용하여 식 $K \leq K_c/S$ 에 의해 취성파괴를 방지하는 조건을 기술하려는 입장이 소위 선형파괴역학이다.

균열의 개시와 성장과정이 균열의 진전속도를 특성 짓는 것이 1963년 Paris에 의하여 밝혀졌고, 피로균열진전속도 da/dN 또는 da/dt 는 ΔK 의 함수로서 $da/dN = f(\Delta K, K)$, $da/dt = f(K)$ 에 의한 파괴조건이 기술⁽¹⁵⁾되어지고 있다.

1.2 연구동향

현재와 같이 산업에서의 기계, 항공기, 철도차량에서 요구되는 고출력화는 부품의 경량화를 요구하고 있다. 따라서 부품에 사용되는 재료, 특히 철강재는 고강도화 되어야 한다는 것이 필수적인 사항이 되고 있다. 그러나 고강도화 금속에서 피로파괴의 원인이 되는 금속 내부의 결함과 금속표면의 결함이 존재하지 않아야 하는 것이 필수적인 사항으로 지적⁽¹²⁾되고 있다.

따라서 금속내부의 결함은 금속학적인 분야에서 활발히 연구되고 있으며 금속표면의 결함을 제거하고 표면부에 압축잔류응력을 부여하여 부품의 피로강도를 높이는 가공방법으로 쇼트피닝가공이 널리 쓰이고 있다.

加藤容三 등⁽¹⁶⁾의 연구에 의하면 최근 신소재 개발로 인한 피로강도의 최적화를 위한 쇼트피닝 가공조건을 선택하려는 연구가 진행되고 있으며, 현재 쇼트피닝가공의 연구는 항공기 및 자동차 분야에서 실용화되기 시작하였다. Xenophon의 연구⁽¹⁷⁾에서 재료의 중심부에서는 높은 인성을 유지하여, 피로 하중을 받는 기계 구조물의 수명 향상에 좋은 것으로 평가되고 있다.

쇼트피닝가공은 수많은 량의 쇼트볼을 일정한 속도로 금속표면에 투사하여 발생하는 운동에너지로 전이(transformation) 시킴으로써 금속의 표면은 소성변형을 일으키게 된다. 이러한 소성변형은 표면에 가공경화층과 압축잔류응력층을 형성하게 되고, 여기서 표면의 가공경화는 피로강도에 영향을 주지 않지만 표면에 형성된 압축잔류응력은 피로강도에 큰 영향을 주는 것으로 알려져 있다.

특히 압축잔류응력은 금속표면에서 최대값을 갖는 것이 아니라 표면아래에 형성하게 되지만 표면부 가까이에 형성되고 최대값이 클수록 피로강도는 향상⁽¹⁸⁾된다.

Wohlfahrt⁽¹⁹⁾는 쇼트피닝가공후 잔류응력에 대한 연구에서 쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력은 표면에서 최대값을 갖는 것이 아니라 표면아래에서 최대값을 형성하며 최대 압축잔류응력의 양은 쇼트피닝 가공조

건에 따라 향상시킬 수 있다고 하였다. 또한 Tange와 Takamura⁽²⁰⁾, Natto 등⁽²¹⁾은 쇼트피닝가공의 압축잔류응력과 피로균열진전과의 관계를 연구한 결과 피로균열진전수명에 있어서 표면에 형성된 잔류응력은 매우 중요한 인자이며, 최대 잔류응력이 표면에 가까울수록 피로 수명이 증가함을 연구하였다. Iida와 Tosha⁽²²⁾, Lyu등⁽²³⁾의 연구에서 쇼트피닝가공 후에 최대 압축잔류응력을 표면으로 노출시키기 위해 표면연마 처리를 하여 잔류응력층을 표면으로 노출시킬수록 피로 강도와 수명을 증가됨을 보고하였다.

이러한 쇼트피닝가공에 대한 주된 연구는 쇼트피닝가공의 효과를 최대한으로 올리기 위해 적절한 쇼트피닝가공 조건을 찾아 압축잔류응력을 그 표면으로 끌어내는 일이다.

피로강도의 증가는 피로 균열의 진전을 시작하는 데 있어서 중요하다. 압축잔류응력은 이러한 피로 물성을 증가시켜 균열의 선단에 유효 인장응력의 감소를 가져오게 되어 피로강도를 증가시키게 된다. Koster등⁽²⁴⁾, Akber등⁽²⁵⁾, Kirt와 Jarrett는 저사이클 영역에서 보다 고사이클 영역에서 쇼트피닝가공효과가 우수하다는 것을 확인하였다. 또한 Landgraf와 Chernenkoff⁽²⁶⁾는 압축잔류응력이 피로수명에 미치는 효과를 쇼트피닝가공하지 않은 시험편과 비교했을 때 큰 효과가 있음을 피로시험을 통해서 보고하였다.

Ebenau 등⁽²⁷⁾은 재료의 경도에 따라서 쇼트피닝가공 후에 피로 강도의 증가를 연구한 결과, 경질재에서는 31%의 피로강도가 증가한 반면에 연질재에서는 115%의 높은 증가를 보였다. 그러므로 쇼트볼의 경도와 재료의 경도와는 상관 관계를 가지고 있는 것으로 보고하였다.

Bergstron와 Ericsson⁽²⁸⁾, Kirt와 Jarrett⁽²⁹⁾는 피로하중을 받는 과정에서 압축잔류응력이 감소해 나가는 경향을 연구하였다. 압축잔류응력의 크기가 클수록 재료의 피로수명은 증가됨을 언급하였다. Lee와 Kim⁽³⁰⁾, Jinkjui등⁽³¹⁾은 피로강도 및 피로수명에 미치는 쇼트피닝가공의 효과를 검토하고 압축잔류응력 깊이와 피로수명 예측을 보고하였다.

쇼트피닝가공은 사용 전에 하는 마지막 공정으로만 사용되는 것이 아니라 사용 중에 피로를 받은 부분에도 적용이 가능하다. Oshida와 Daly⁽³²⁾, Hammond와 Meguid⁽³³⁾는 이미 피로 손상을 받은 재료에 쇼트피닝가공을 하여 피로수명이 향상됨을 확인하였다. 또한 Dorr와 Wagner⁽³⁴⁾도 알루미늄 합금에 대해서 피로를 가해서 미소균열을 발생시킨 후 쇼트피닝의 강도 조건에 따른 잔존 수명을 연구하였다. 그리고, Park과 Jung⁽³⁵⁾은 0.8mm직경의 쇼트볼로 1차 쇼트피닝하고 이어서 0.6mm직경의 쇼트볼을 투사하드로써 쇼트피닝의 효과가 한층더 향상되었다고 보고하였다.

이외에도 Kirt와 Jarrett⁽³⁶⁾, Muller등⁽³⁷⁾은 쇼트피닝가공이 응력부식저항에도 탁월한 효과를 지니고 있음을 연구한 바 있다. 최근에는 용접부에 발생하는 잔류 응력을 제거하기 위한 목적으로 쇼트피닝가공법이 적용되고 있다.

이와 같이 쇼트피닝가공에 대한 연구의 중요성이 인식되어 쇼트피닝가공조건, 쇼트볼 선정, 압축잔류응력, 피로강도, 피로수명등 다양한 연구가 진행되었으나, 국내에서는 쇼트피닝가공에 대한 체계적인 연구가 매우 미흡한 상태이다.

1.3 연구목적 및 내용

자동차, 선박, 철도차량, 항공기등과 같은 교통수단에 쓰이는 각부품은 경량화를 요구하고 있으며, 경량화에 따른 소재의 고강도화를 실현하기 위한 노력이 계속되어지고 있다.

소재의 고강도화를 실현하기 위해 신소재 개발도 중요하겠지만 막대한 비용투자는 피할수 없는 사항이 되고 있다. 그러므로 이미개발된 소재에서 가공방법을 달리하여 저렴한 비용으로 고강도화를 얻기 위한 기술이 선진국을 중심으로하여 활발히 연구되고 있다.

이러한 고강도화를 실현하기 위한 수단으로 칩탄처리, 질화처리, 쇼트피닝가공법이 대표적으로 적용되고 있으나, 쇼트피닝가공에 의하여 형성되는 금속표면부의 압축잔류응력에 대한 연구가 체계적이지 못하고 미흡한 실정이다.

본 연구에서는 쇼트피닝가공에 의하여 형성된 금속표면부의 압축잔류응력이 고강도화에 기여하는 파괴역학적 기구를 정량적으로 체계화하기 위해 스프링강(JISG SUP9)을 CT형 시험편으로 가공하여 표면에 쇼트피닝가공을 실행하고, 시험편에 형성된 압축 잔류응력이 상온환경, 고온환경, 저온환경에서 고사이클 반복하중에 의한 피로균열진전속도 da/dN , 응력확대계수범위 ΔK , 하한계응력확대계수 ΔK_m 를 실험적으로 규명하였으며 안정성장구간(Stage II)에서 패리스식(Paris law) $da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 에 대한 직선식을 제안하였다.

그리고, 압축잔류응력이 형성된 곡표면부의 피로균열진전과단면을 주사식 현미경(SEM)으로 관찰하여 피로균열진전기구를 미시적으로 고찰하였다. 이와같은 연구는 고응력이 요구되는 부품설계시 고려해야할 상온, 고온, 저온, 변환응력비에서의 허용응력범위와 피로한도를 예측하여 설계자의 최적설계에 기여하고자 한다. 한편 국내의 쇼트피닝기 전문제작업체에서 제작되고 있는 각종 쇼트피닝기에 대한 질적인 향상을 기대해 본다.

제 2 장 쇼트피닝가공과 피로파괴이론

2.1 쇼트피닝기의 구조

쇼트피닝기는 쇼트볼 투사 방법에 의하여 고속공기류방식과 고속회전터어빈방식이 있으며 일반적으로 고속회전터어빈 방식이 널리 사용되고 있다⁽³⁸⁾. Fig. 1은 고속회전터어빈방식의 쇼트기로서 본 연구에 필요한 시험편을 처리한 기종으로서 각 장치의 구성과 기능은 다음과 같다.

- ① 다량의 쇼트볼을 원심가속하여 투사해주는 쇼트볼 투사장치
- ② 쇼트볼 투사량을 조절하여 피가공물의 커버리지(coverage)의 높낮이를 조정하는 쇼트볼 유량 조절장치
- ③ 균일한 쇼트볼 상태를 유지하기 위해 마모와 파손으로 인한 쇼트볼을 선별하는 쇼트볼 세퍼레이터
- ④ 피가공물을 적재하여 쇼트볼을 투사하였을때 쇼트볼의 비산을 막아주는 장치로서 내부가 내마모구조로 이루어진 쇼트볼 투사실
- ⑤ 투사된 쇼트볼을 수집하여 투사장치까지 운반해주기 위해 에레베이트와 스크루 콘베어 구조로 이루어진 쇼트볼 순환장치
- ⑥ 쇼트볼 투사시 발생되는 철 분진 또는 기타 분진을 흡입하여 제거해주는 집진 장치
- ⑦ 각부분의 장치를 전기적으로 제어하는 콘트롤 패널

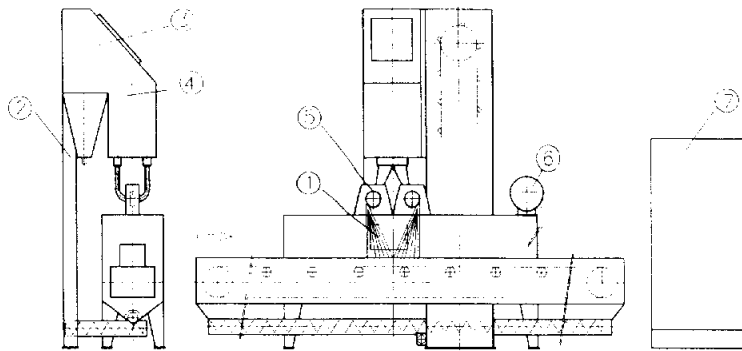


Fig. 1 Shot peening machine

2.2 쇼트볼 투사 이론

쇼트볼 투사운동에너지 방정식에는 두가지의 변수가 존재한다. 질량은 재료의 물성치에 의존하며 쇼트볼 자체의 성질이다. 쇼트볼의 속도는 임펠러의 투사속도와 쇼트볼유동률(shot flow rate)등에 의해 결정된다⁽³⁷⁾.

Verpoort와 Gerdes⁽³⁹⁾는 쇼트볼이 재료에 가하는 운동에너지는 쇼트피닝가공할 때 높은 것만이 좋은 것이 아니고 적절한 쇼트피닝가공조건을 가지는 것이 좋다는 결론을 내렸다. 또한 쇼트볼의 투사각도에 따른 잔류응력분포와 오버피닝(over peening)시에 발생하는 문제점에 관하여 연구하였다. 오버피닝시에는 재료의 표면에 미소균열을 발생시켜 재료의 피로수명에 악영향을 미칠 수 있으므로 재료의 조건에 맞는 적절한 투사 에너지의 공급이 필요함을 강조하였다.

Fig 2는 투사장치의 콘트롤케이지(control cage)에 의해 분배되고 임펠러의 브레이드면을 스치며 투사되는 쇼트볼의 운동상태를 모델화하여 보여주고 있고 운동방정식⁽⁴⁰⁾은 다음과 같이 전개하였다.

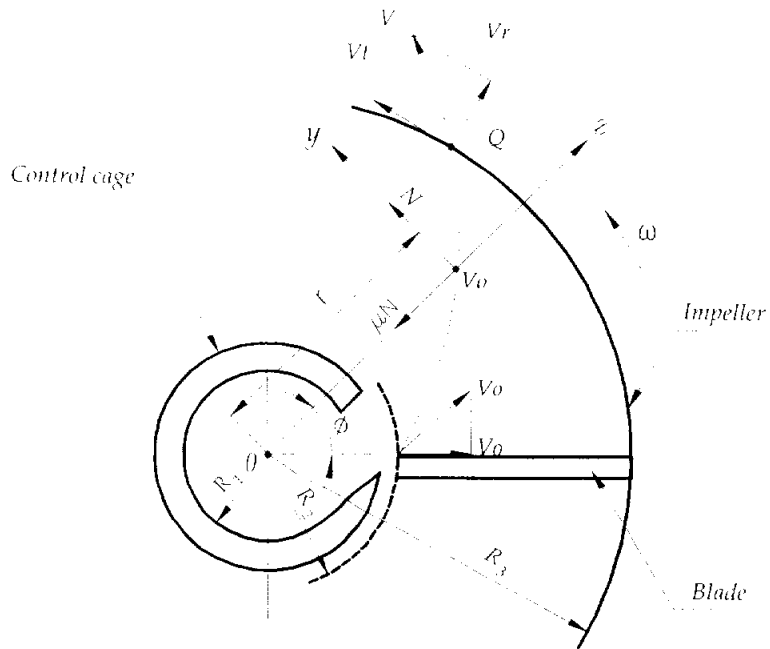


Fig. 2 The action model of shot ball

$$X \text{ 방향} : G/g \cdot \dot{r} = G/g \cdot r \cdot \omega^2 - \mu \cdot N \quad \text{-----}(1)$$

$$Y \text{ 방향} : 0 = N - 2 \cdot G/g \cdot \omega \cdot \dot{r} \quad \text{-----}(2)$$

여기서,

- N : 마찰력(kg · m/sec)
- μ : 마찰계수
- g : 중력 가속도 (9.8m/sec²)
- r : 임펠러 중심에서 부터의 거리 (m)
- R_1 : Control - cage 내측경 (m)
- R_2 : Impeller 내측경 (m)
- R_3 : Impeller 외측경 (m)
- G : Shot ball 중량 (kgf)
- ω : Impeller의 각속도 (rad/sec)
- n : Impeller의 회전수 (rpm)
- V_r : 원심 방향 속도 (m/sec)
- V_t : 원주 접선 방향속도 (m/sec)
- V : 실제 Shot ball의 투사속도 (m/sec)
- $G/g \cdot r \cdot \omega^2$: 원심력
- $2 \cdot G/g \cdot \omega \cdot \dot{r}$: Coriolis's force

따라서 임펠러의 블레이드에 의한 쇼트 볼 위치(P점)에서의 투사 에너지(EB)는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} EB &= \int_0^{\theta} N \cdot r \cdot d\theta = G/g \cdot \omega^2 \int_0^t 2 \cdot r \cdot \dot{r} \cdot dt \quad \text{-----}(3) \\ &= 1/2 \cdot G/g \cdot (r^2 - R_2^2) \cdot \omega^2 \end{aligned}$$

여기서 $d\theta = \omega dt$ 이다.

그리고 쇼트 볼을 콘트롤 케이지로 부터 분리시키기 위해 필요한 에너지 (EC)는 다음 식과 같다.

$$EC = 1/2 \cdot G/g \cdot V_0^2 = G/2g \cdot R_1^2 \cdot \omega^2 \quad \text{-----}(4)$$

따라서 쇼트피닝에 필요한 전 투사 에너지 (ET)는

$$ET = EB + EC \quad \text{-----}(5)$$

가 된다.

그러나 식(3), (4)와 같이 분해하지 않고 임펠라 반경(R_3)을 기준으로 한 실제 쇼트볼의 투사 속도 (V)는 경험식 $V = 1.25 V_t$ 를 이용하는 것이 일반적이다.

$$ET = 1/2 \cdot G/g \cdot V^2 \quad \text{-----}(6)$$

여기서 $V_t = R_3 \cdot \omega$, $\omega = 2\pi n/60$ 가 된다.

2.3 압축잔류응력

고속의 쇼트볼 투사에 의하여 피가공물의 표면에는 소성 변형에 의한 압축잔류응력을 갖게 되는데 그 크기는 표면으로부터 깊이에 따라 다양하게 나타나고 표면에 대해 평행하게 이루어진다⁽⁴¹⁾.

Watanabe등⁽⁴²⁾은 최대 압축잔류응력의 깊이를 추정하기 위하여 Hertz의 접촉응력(Contact stress)식을 도입하였다. 최대 압축잔류응력이 존재하였을 때 접촉면 직하에 최대 전단응력이 나타나는 깊이와 같다고 가정하여 압축잔류응력의 최대값은 표면 아래에 존재한다고 하였다.

Fig. 3은 강구의 접촉 응력을 보여주고 있고 강구의 접촉시 압축잔류응력이 표면으로부터 최대가 되는 깊이를 ah_p , 접촉면 폭의 $\frac{1}{2}$ 를 a_r ,

접촉면의 깊이를 z , 강구반경을 R 이라 하면 다음식과 같다.

$$ah_p = 0.47a_r \quad \text{-----}(7)$$

$$a_r = \sqrt{\frac{2zr - z^2}{P}} \quad \text{-----}(8)$$

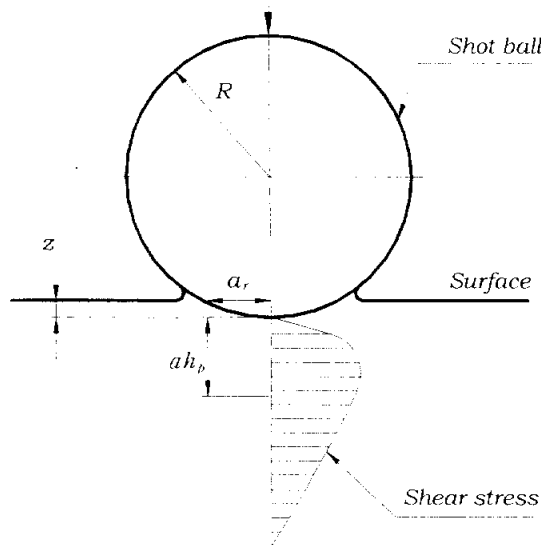


Fig. 3 Configuration of formation of residual stress when a ball is pressed against a flat surface

Fig. 4는 집중하중 P 가 반무한 표면에 작용하였을 때 탄성영역내 임의의 점 A 에서 형성된 응력 (σ)분포를 도시하였다.

$$\sigma = \frac{3P}{2\pi d^2} \quad \text{-----}(9)$$

여기서 d 는 2차원 상태에서 임의의 점 A 와 연결되는 동일한 전단응력(share stress)을 갖는 선의 직경이 된다.

Fig. 5는 피가공물의 표면에 고속의 쇼트볼을 투사하여 표면에 형성된 압축잔류응력의 분포를 도시하였다. 이 분포는 내부응력의 합성응력을 영(0)으로 하는 한편 중립축($T/2$)를 기준한 굽힘 모멘트가 영(0)이 되는 조건에서 다음 식⁽⁴³⁾이 성립된다.

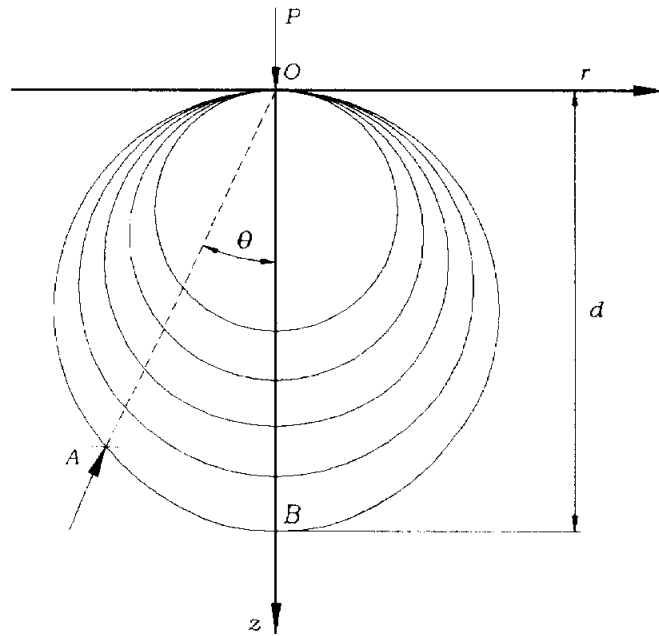


Fig. 4 Boussinesq solution for concentrated load P

\overline{abc} 합성응력에서

$$\int_{-T/2}^{T/2} \sigma_x dx = 0 \quad \text{-----}(10)$$

굽힘모멘트에서

$$\int_{-T/2}^{T/2} \sigma_x x dx = 0 \quad \text{-----}(11)$$

여기서 잔류응력 σ_x 는 역학적 관계식 (10), (11)를 만족시키지 않으면 안되지만 (10), (11)식을 만족하는 σ_x 의 해는 무수히 많이 존재하게 된다.

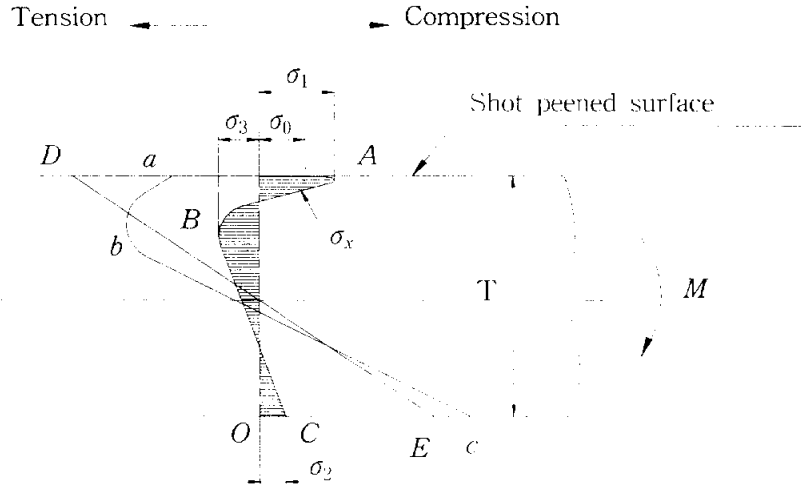


Fig. 5 Distribution of internal stresses

$$\overline{ABC(\sigma_x)} = \begin{cases} \sigma_0 & : \text{극좌표면의 압축잔류응력} \\ \sigma_1 & : \text{최대압축잔류응력} \\ \sigma_2 & : \text{비쇼트피닝면의 압축잔류응력} \\ \sigma_3 & : \text{최대인장잔류응력} \end{cases}$$

\overline{abc} : 합성응력

DE : 외력에 의한 응력

2.4 쇼트피닝 품질평가

2.4.1 아크하이트와 커버리지

아크하이트는 쇼트피닝가공강도를 나타내는 품질평가단위로써 3종류의 알멘스트립에 의해 측정된다. 알멘스트립은 N 스트립, A 스트립, C 스트립으로 구분되며 재질은 냉간압연스프링강(cold rolled spring steel, SAE 1070)이며 형상과 치수는 Fig. 6, Table 1과 같다.

Fig. 7은 측정시 알멘스트립 고정구로써 4개소(a, b, c, d)의 스트립 측면을 고정하고 쇼트피닝가공을 실행하게 되면 Fig. 8과 같이 스트립 표면에서 압축스트레인 ϵ_0 가 표면부로부터 깊이 δ 까지 분포하여 생성되어지고, 4개소의 구속을 해제하게되면 스트립은 E점을 정점으로하는 구면(arc)상태로 변형된다. 따라서 구속지점 a, b, c, d를 표점으로한 정점E의 높이를 아크하이트라하며, A 스트립의 아크하이트 범위를 0.15mm~0.60mm로 하고 이보다 낮은 범위는 N 스트립, 높은 범위에서는 C 스트립을 사용한다⁽⁴⁴⁾. Fig. 9는 N형, A형, C형 알멘스트립의 관계를 나타낸 그림이다.

커버리지는 평면처리된 강관의 일정면적에 형성된 쇼트볼 투사자국 면적의 비를 백분율로 표시하며 일반적으로 기준이 되는 표준사진과 비교하여 측정한다.

커버리지는 쇼트볼 크기와 투사속도의 영향을 받지 않지만 쇼트볼투사 노출시간의 영향을 많이 받는다. 따라서, 쇼트피닝가공시는 쇼트볼 크기와 투사속도 그리고, 쇼트볼투사 노출시간과의 관계곡선을 Fig. 10과 같이 도출하여 쇼트피닝요구강도에 맞는 포화점을 찾아 쇼트피닝가공을 실행하므로써 설비운영비용을 절감⁽⁴⁵⁾할수 있다.

Fig. 11, 12는 커버리지 90%와 80%을 기준하여 쇼트볼 크기와 투사속도변화에 따른 아크하이트 관계⁽⁴⁶⁾를 도시하였다.

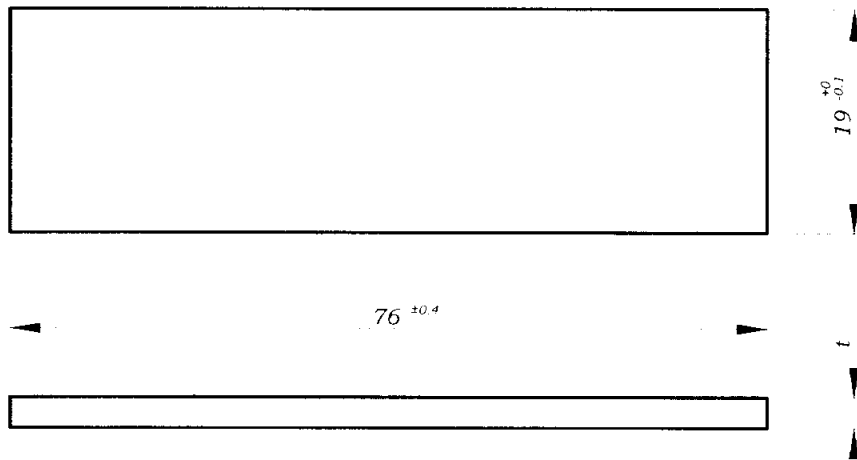


Fig. 6 Dimension of almen-strip

Table 1. Tolerance of almen-strip

Almen-strip	Thickness(t)	Flatness
N	0.787 ± 0.025	± 0.025
A	1.295 ± 0.025	± 0.025
C	2.388 ± 0.025	± 0.038

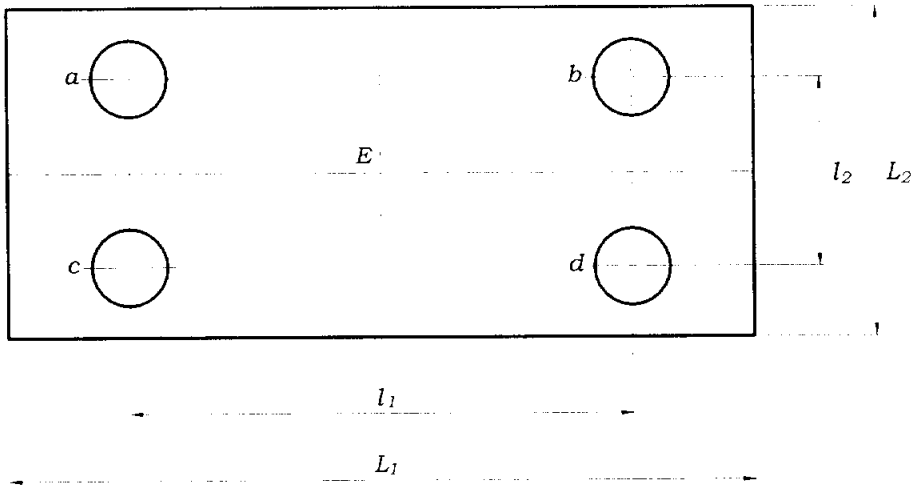


Fig. 7 Shape of almen-strip

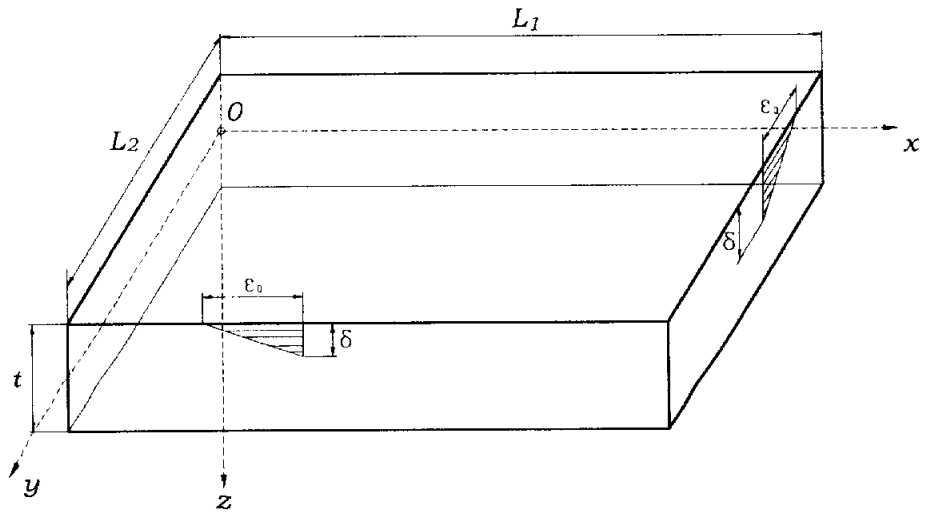


Fig. 8 Strain at the almen-strip surface

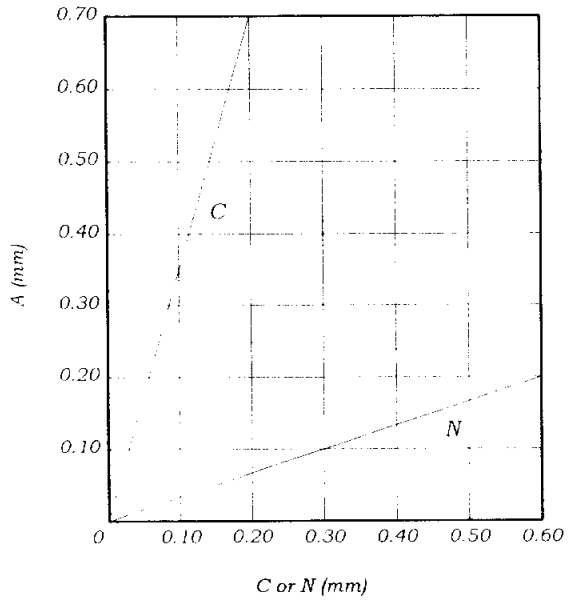


Fig. 9 Relation between arc-height A and C, N

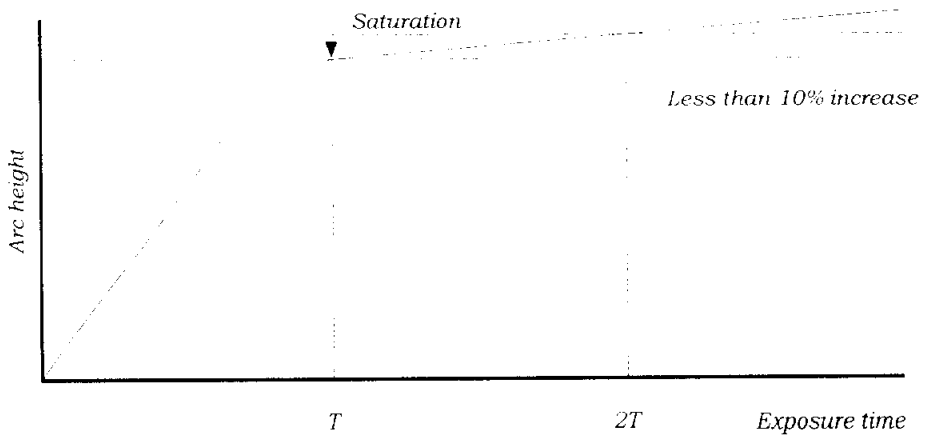


Fig. 10 Saturation curve

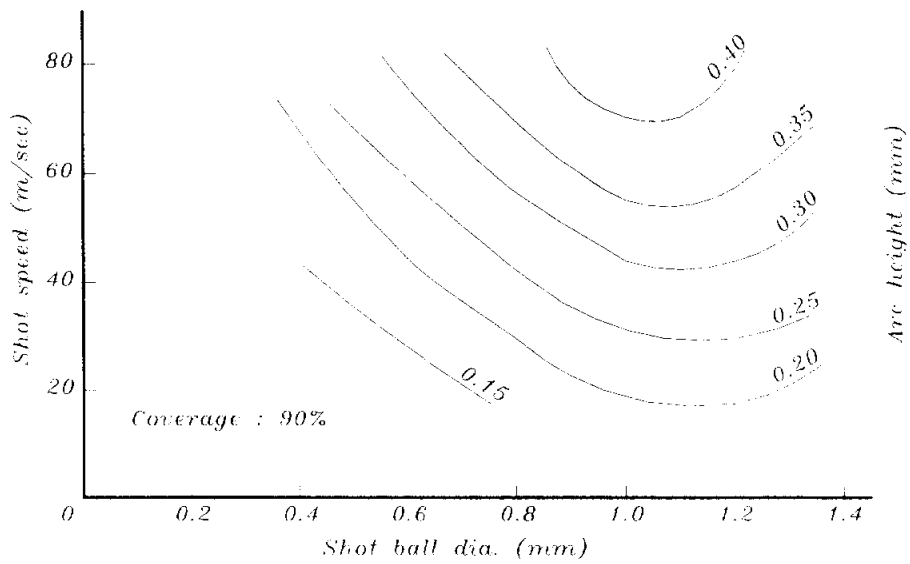


Fig. 11 Relationship between differential shot speed and shot ball dia. at different almen arc height (coverage : 90%)

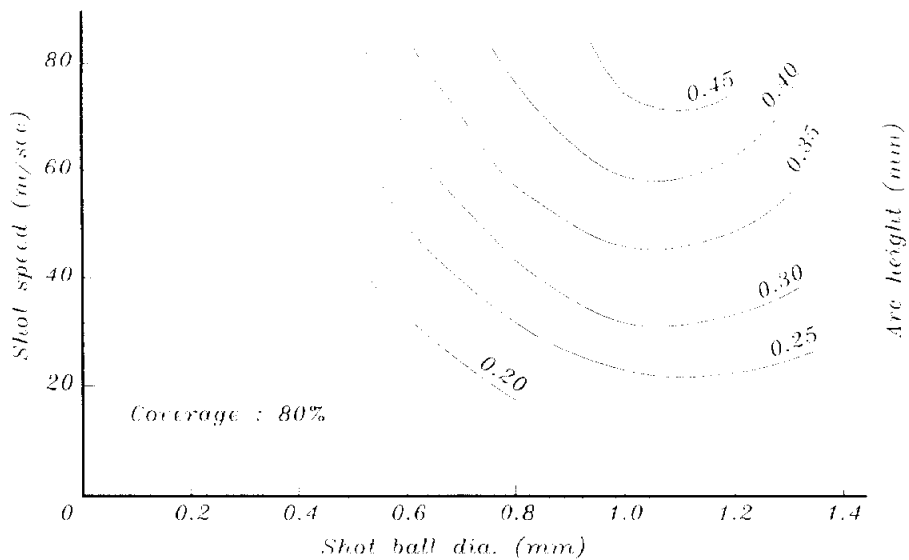


Fig. 12 Relationship between differential shot speed and shot ball dia. at different almen arc height (coverage : 80%)

2.4.2 X-선 회절법에 의한 압축잔류응력의 측정

X-선을 이용한 잔류응력측정은 Fig. 13과 같이 X-선이 결정에 입사될 때 일어나게 되는 회절현상을 응용한 것이다. X-선이 결정격자에 입사될 때 다음과 같은 Bragg법칙을 만족할 경우 회절이 일어나게 된다.

$$n\lambda = 2 d_0 \sin \theta \quad \text{-----(12)}$$

여기서, n 은 상수, λ 는 입사되는 X-선의 파장, d_0 는 결정의 면간 거리 (lattice plane spacing), θ 는 회절각으로써 여기에서 회절이 일어나는 각도는 X-선의 파장과 결정의 면간 거리에 관계되는 것을 알 수 있다. X-선의 파장은 일정하므로 회절피크의 각도는 면간 거리에 반비례하는 것을 알 수 있다. 그리고, 탄성변형의 경우에는 소성변형과 달리 결정을 구성하는 원자들이 제 자리에 위치하지 않고 벗어나게 된다. Fig. 14에서는 응력이 인장인 경우 힘방향의 결정면간의 폭은 줄어들고 그 각도에 따라서 변화됨을 나타내었다. 즉, X 선 회절피크의 위치에 의해 결정의 변형 여부를 알 수 있게 되고 이로부터 잔류응력의 측정이 가능하다.

X 선 응력 규정에서는 시료면 법선에 수직을 이루는 선과 결정격자면 법선에 수직을 이루는 선이 이루는 각(θ)과 결정면간의 폭(d)의 변화가 주요변수로 연관되어 있고, 응력이 커질수록 θ 와 d_0 의 변화는 현저하게 되며 이 변화를 측정하여 응력을 구하는 것이다. Fig. 14와 같이 하나의 회절조건을 만족하게 되므로 여러가지 θ 각도와 결정면에서의 회절각 θ 가 존재함을 알 수 있다.

또한 X 선의 침투깊이는 아주 미세한 양의 표면층에만 국한 되므로 표면부의 잔류응력만을 측정할 수 있다. 깊이 방향의 연속적인 잔류응력을 구하기 위해서는 표면부를 제거하여야 하는데, 이 때 기계가공이나 사포 연마 등에 의하여 표면부를 제거하면 이 공정에 의하여 표면부에 잔류응력이 발생하여 정확하게 측정을 할 수 없다. 따라서 표면부를 제거할 경우에는 잔류응력을 발생하지 않는 화학연마나 전해연마 방법⁽⁴⁷⁾을 사용하여야 한다.

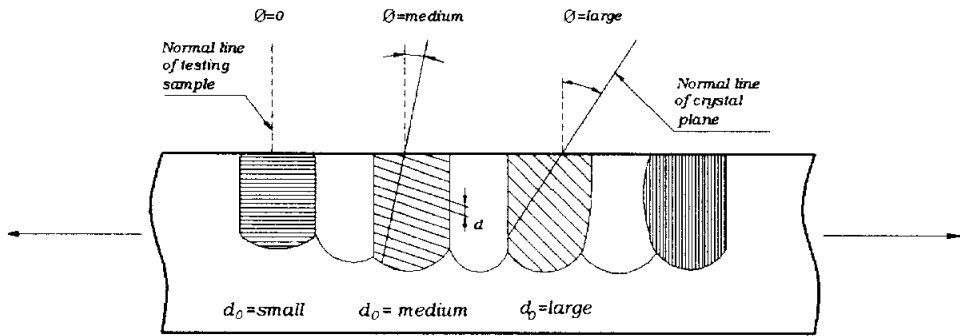


Fig. 13 Measuring principle of residual stress by X-ray

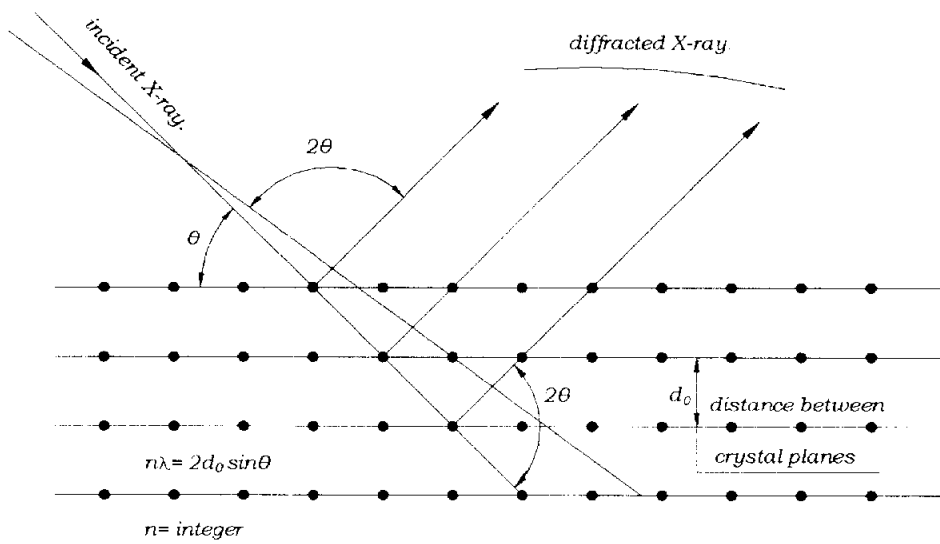


Fig. 14 Diffraction of X-ray

2.4.3 쇼트볼과 쇼트피닝가공 품질

쇼트피닝가공 품질에 있어서 쇼트볼은 매우 중요한 역할을 한다. 쇼트피닝기계, 투사각도, 커버리지, 아크하이트 등을 잘 맞추었다고 해도 쇼트볼 자체가 적합하지 않으면, 이상의 모든 인자들도 무시되고 만다. 이러한 만족조건⁽⁴⁸⁾들에는 쇼트볼의 품질과 크기가 균일해야 하며, 공작물보다 높은 경도를 가지면서 쇼트볼의 수명이 길고 파쇄되는 양이 적은 것이 좋다.

쇼트볼은 일반적으로 작은 구형이다. 그 종류에는 주물, 컷와이어, 세라믹 그리고 유리 쇼트볼 등이 있다. 일반적으로 주물 쇼트볼을 많이 적용하고 있으나 높은 아크하이트가 요구될 때 카드와이어를 사용한다. 그러나 중요한 부분의 표면 녹발생을 방지하기 위하여 스테인레스 컷와이어를 사용하기도 한다. 세라믹과 유리구슬쇼트볼은 높은 아크하이트가 요구되지 않고 부품의 오염방지, 금속 또는 플라스틱 제품의 모서리 제거 및 버어제거에 사용된다.

Photo. 1은 적합한 쇼트볼⁽⁴⁹⁾의 형상과 부적합한 쇼트볼의 형상을 나타낸다. 쇼트볼은 반드시 일정한 크기를 가져야만 하고, 필수적으로 날카로운 모서리 또는 깨어진 조각이 없는 구형이어야 한다.

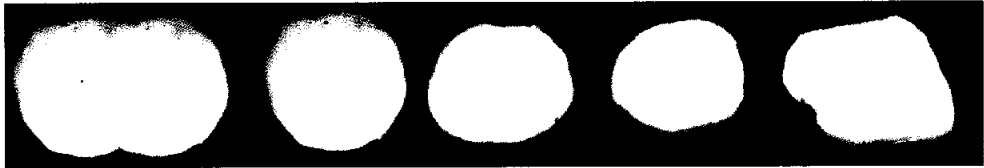
또한, Gillespie⁽⁵⁰⁾는 쇼트피닝가공변수들의 조절에 있어서 가장 중요한 인자는 쇼트볼임을 강조하였다. Wohlfahrt⁽⁵¹⁾는 쇼트볼의 질량, 경도, 투사 속도, 형상, 재질 등 모든 것을 고려하여 적절히 수행된다면 더욱 향상된 피로 강도를 얻을 수 있다고 하였다. Aoki 등⁽⁵²⁾의 연구에서는 쇼트볼의 투사속도, 투사밀도, 쇼트볼의 경도에 따른 여러가지 쇼트피닝 가공조건을 적용하여 피로강도의 효과를 연구하였다.

Watanabe⁽⁸⁾ 등, Gillespie⁽⁴⁹⁾는 쇼트피닝가공에 있어서 깨어진 쇼트볼과 압축잔류응력 형성과 관계를 규명하여, 쇼트볼 선별의 중요성을 강조하였다. 또한 쇼트볼의 파쇄로 인한 재료 표면의 손상을 방지하기 위해 쇼트볼의 내구성을 강조하였다.

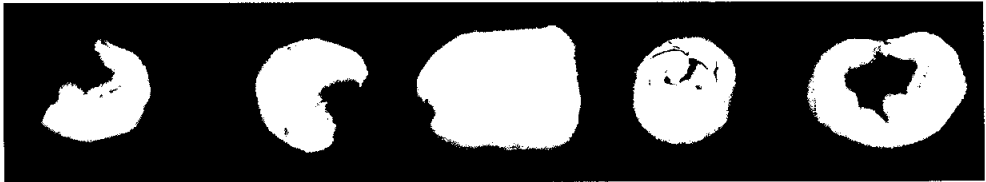
그리고, 쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력형성의 변수를 알아보기 위해서 깨어진 쇼트볼의 압축잔류응력 변화와 이에 따른 피로 수명의 관계를 연구하였다. 깨어진 쇼트볼에 의한 쇼트피닝가공은 양질의 쇼트피닝가공에 비해서 피로수명 실험결과 산포가 크게 나타났으며, 선별하여 쇼트피닝가공한 경우에는 안정된 데이터를 얻을 수 있었다. 데이터의 산포가 큰 이유는 쇼트피닝가공과정 중에 부서지는 쇼트볼의 양이 증가하여, 표면에 미세한 노치를 형성되고, 투사 에너지의 감소로 인한 쇼트피닝가공효과가 감소되기 때문이다. 그러므로, 깨어진 쇼트볼 선별의 중요성⁽⁵³⁾이 강조된다.

Photo. 2는 일반적인 쇼트볼이 노화되는 과정이다. 구형의 쇼트볼이 시간이 지남에 따라 일부분이 탈락되 쇼트볼의 질량과 직경이 투사순횡수에 따라 서서히 감소하게 된다. 이와같이 쇼트볼의 크기가 어느 정도 이상 작아지면 선별기⁽⁵⁴⁾에 의해 분리되어 배출된다.

쇼트볼의 경도⁽⁸⁾는 압축잔류응력의 양과 압축응력 층에 영향을 준다. 그래서 쇼트볼은 항상 쇼트피닝 가공할 재료에 비해서 경도가 높거나 최소한 경도가 비슷해야만 한다. 일반적으로 낮은 경도의 금속 또는 비금속과 같은 피가공물에는 일반 경도(Hv 447~545)의 쇼트볼을 사용한다. 고강도나 고경도(Hv 515이상)의 금속에 사용할 때에는 특별한 고경도(Hv 594~741) 쇼트볼을 사용하게 된다. 재료에 가해지는 투사에너지가 증가하면 압축잔류응력은 증가한다.



(a) Desirable shapes



(b) Undesirable shapes

Photo. 1 Peening media

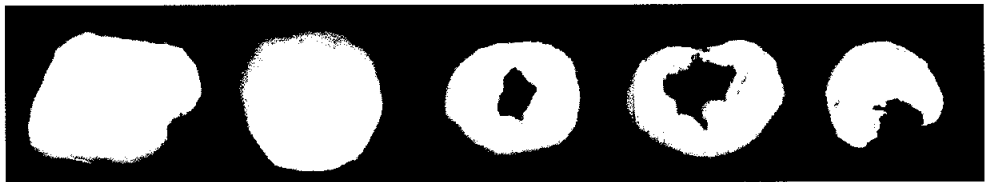


Photo. 2 Damage mechanism by shot peening

2.4.4 쇼트볼 투사패턴

쇼트피닝가공에서 투입된 투사에너지에 의해 요구품질의 아크하이트와 커버리지를 얻기 위해서는 주기적인 투사패턴측정이 필요하다.

투사패턴은 Fig. 15와 같이 컨트롤케이지의 창위치에 따라 민감한 패턴이 이루어진다. Fig. 15(c)는 매우적절하게 조정된 상태로써 투입에너지에 맞게 효율적인 아크하이트와 커버리지를 유지할수 있으나 Fig. 15(a)(b)는 컨트롤케이지의 부적절한 창위치조정에 의한 투사패턴이며 아크하이트와 커버리지 감소현상⁽⁵⁵⁾을 초래하게 된다.

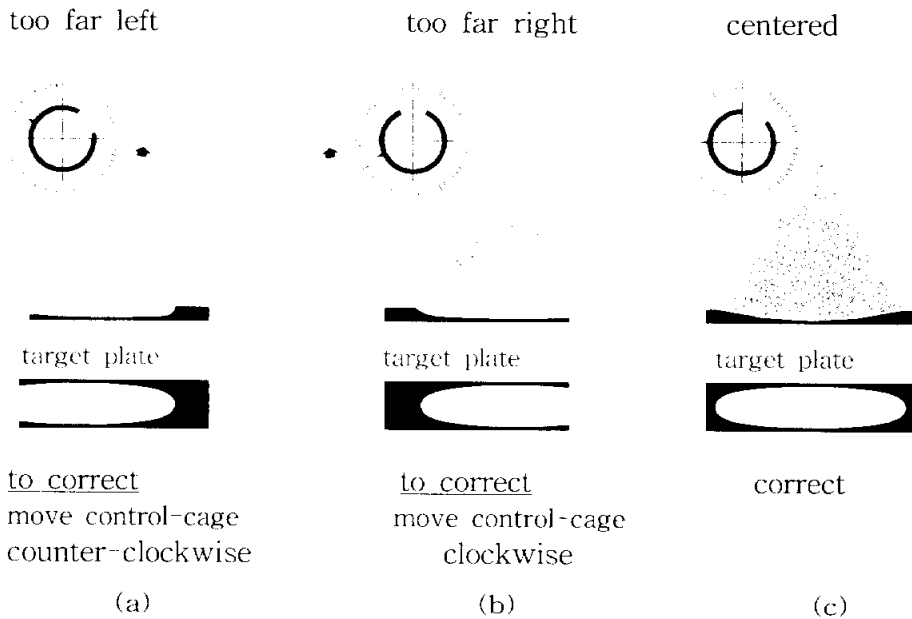


Fig. 15 Peening patterns of a centrifugal wheel

제 3 장 피로파괴 이론

3.1 소규모 항복범위에서 응력확대계수

균열선단의 응력장에서 3차원적인 물체의 자유표면에 임의형상의 균열이 존재하고 임의방향에 응력이 부하되는 균열선단의 응력은 무한대가 된다고 볼수 있지만 금속재료에서는 응력이 무한대가 되기이전에 소성변형이 개시된다. 이와같은 균열선단의 응력장에서 소성변형양식은 Fig. 16 과 같이 모드 I(개구모드, opening mode), 모드 II(면내전단모드, sliding mode), 모드 III(면외전단모드, tearing mode)로 분류되고 있으며 모드I과 모드II는 탄성론의 평면문제로 해석되어진다. 모드 III는 순수전단 또는 비틀림문제로 해석된다.

그리고, 각각의 변형모드에 대한 응력장과 변위장을 Fig. 17에서 좌표와 응력성분형태로 유도하였으며, 각 모드별 응력과 변위⁽⁵⁶⁾를 다음과 같이 유도하였다.

모드 I:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} (1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}) \\ \cos \frac{\theta}{2} (1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} (-\sigma) \quad \text{-----(13)}$$

모드 II:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} (2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} (1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}) \end{Bmatrix} \quad \text{-----(14)}$$

모드 III;

$$\begin{pmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{pmatrix} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{pmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \\ -\sin \frac{\theta}{2} \end{pmatrix} \quad \text{-----(15)}$$

단, 모드 I과 모드 II에서

$$\sigma_z = \begin{cases} 0 & \text{(평면응력)} \\ \nu(\sigma_x + \sigma_y) & \text{(평면변형)} \end{cases}$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$$

이고, 모드 III에서는

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0$$

가 된다.

Fig. 16과 같이 균열길이 $2a$ 인 무한평판에 인장응력(tensile stress) σ , 면내전단응력(in-plane shear stress) τ , 면외전단응력(out of plane shear stress) τ 가 작용하고 있는 경우는 탄성론의 2차원 문제이며 이문제를 특성짓는 파라미터는 a 와 σ 또는 τ 이므로 응력확대계수(stress intensity factor) K_I, K_{II}, K_{III} 는 다음식과 같이 기술된다.

$$\begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \\ K_{III} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} M_I \sigma \\ M_{II} \tau \\ M_{III} \tau \end{Bmatrix} \sqrt{\pi a} \quad \text{-----(16)}$$

여기서, a 는 균열길이이고, M_I, M_{II} 와 M_{III} 는 균열형상과 부하방식에 따른 무차원보정계수(correction factor)가 된다.

이와같이 각모드에 대한 변위장과 응력장에 대응하는 응력확대계수 $K_I,$

K_{II} , K_{III} 는 좌표 r , θ 에 의존하지 않고, 응력장의 강도에는 영향을 미치나 응력의 분포에는 영향을 주지 않는다.

즉, 응력확대계수는 외력의 크기에 비례하고, 균열을 포함하는 물체의 형상에 의존하고 있다는 것을 알수 있다.

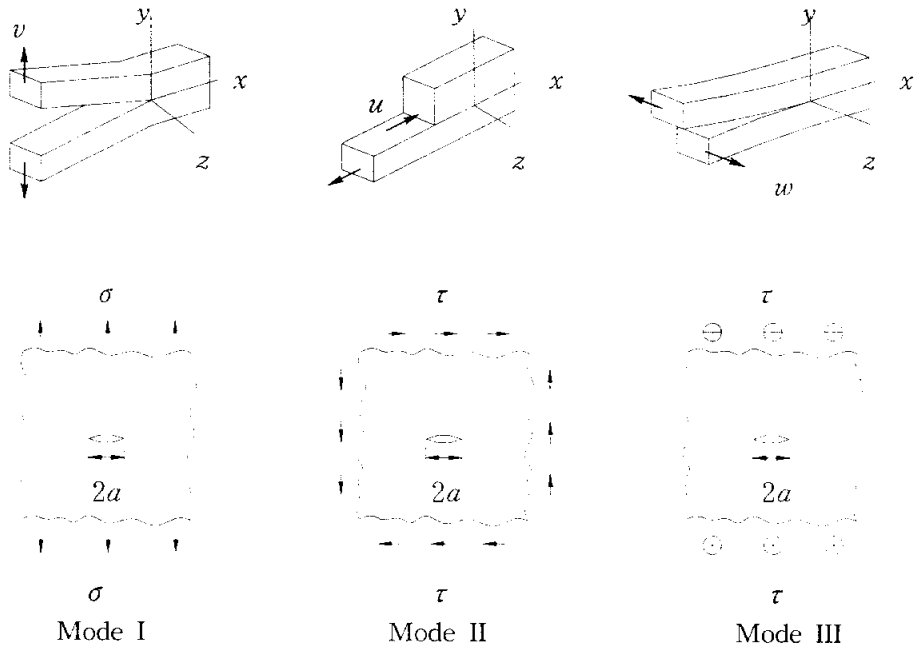


Fig. 16 Mode of crack surface displacement

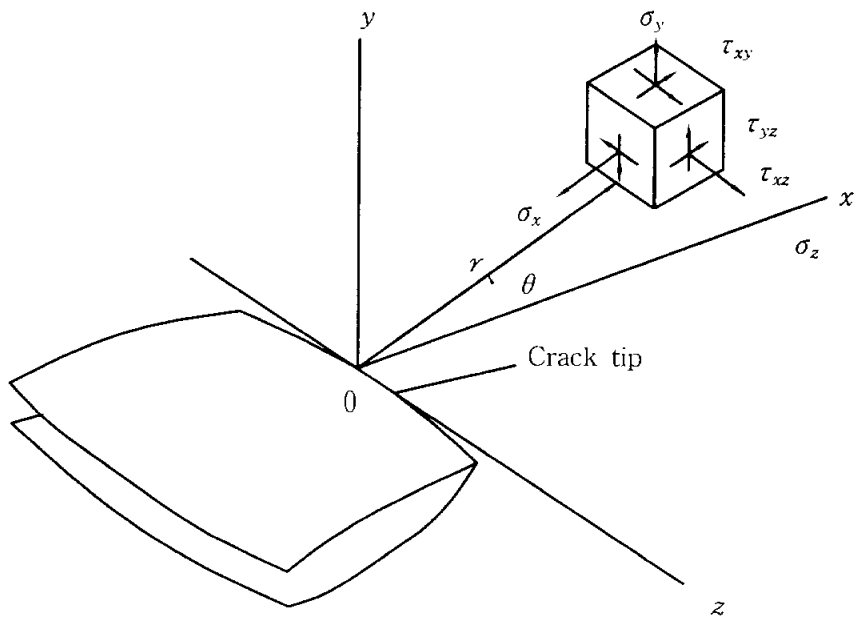


Fig. 17 Strain vectors and coordinate of crack tip in an infinite plate

3.2 균열선단의 소성역

선형과괴역학은 균열선단부근의 소성역크기가 작은 소규모항복범위에서 유효하지만 소성역크기와 형태를 정확히 구하는 것은 곤란하다. 따라서 균열선단부근의 소성역크기를 고려해야 할 응력확대계수 K 의 보정이 필요하다. 이러한 소성역치수가 균열길이에 비하여 충분히 작은 경우에 Irwin은 근사적인 소성역 보정방법⁽⁵⁷⁾을 제시하였다.

Fig. 18과 같이 소성역의 크기가 r_p^* 에 의해 주어진다고 하면 식(13)에서와 같이 σ_y 의 탄성응력 분포는

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad \text{-----}(17)$$

이며, 여기서 $\theta=0$, $r = r_p^*$, $\sigma_y = \sigma_Y$, $a^* = a + \delta a$ 를 대입하면

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_p^*}} = \sigma \sqrt{\frac{a + \delta a}{2 r_p^*}} = \sigma \sqrt{\frac{a^*}{2 r_p^*}}$$

또는

$$\begin{aligned} r_p^* &= \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \\ &= \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\sigma \sqrt{\pi(a + \delta a)}}{\sigma_Y} \right)^2 = \frac{\sigma^2 a^*}{2\sigma_Y^2} \quad (\text{Plane stress}) \end{aligned} \quad \text{----}(18)$$

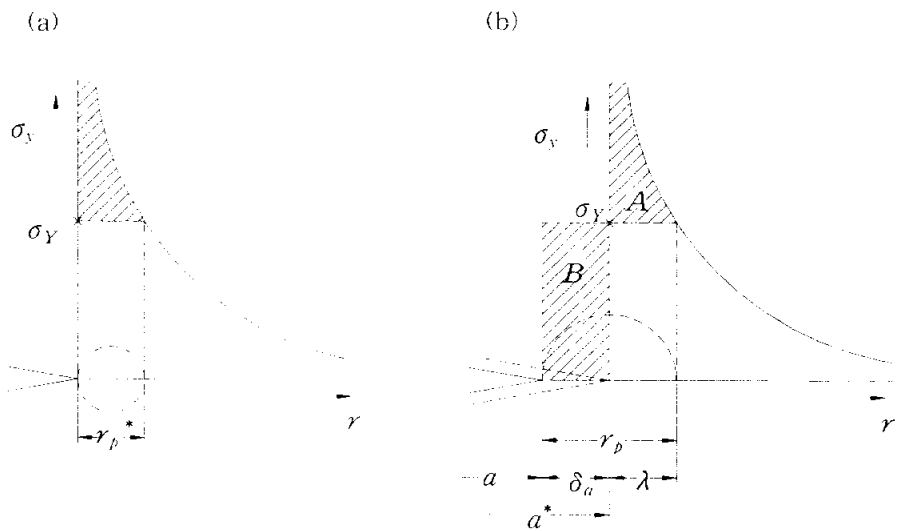


Fig. 18 Elastic zone and plastic zone at the crack tip

그러나 이 식은 Fig. 18 (a)의 사선부와 같은 하중을 무시하게 되므로 소성역 치수에 비하여 r_p^* 가 과소평가 되었으므로 제2근사 소성보정으로 서 하중 평형을 고려한다면 Fig. 18 (b)와 같이 실제 균열 길이를 a 라 하고 r_p 크기의 소성역이 존재하는 경우 이 소성역 둘레의 탄성응력분포는 근사적으로 $a^* = a + \delta_a$ 가 된다.

여기서 하중평형을 고려하여 사선 면적 A와 B는 같게 되므로 식(18)과 같게 하면

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi\lambda}} = \sigma \sqrt{\frac{a + \delta_a}{2\lambda}}$$

또는

$$\lambda = \frac{\sigma^2(a + \delta_a)}{2\sigma_Y^2} \approx \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_Y^2} = r_p^* \quad \text{-----(19)}$$

$$\sigma_Y \delta_a = \int_0^\lambda \sigma \sqrt{\frac{a + \delta_a}{2r}} dr - \sigma_Y \lambda \quad \text{-----(20)}$$

여기서 $\delta_a \ll a$, 식(9)를 사용하여 식(10)을 변형하면

$$\delta_a = \lambda = r_p^*$$

또는

$$r_p = \delta_a + \lambda = 2 r_p^* \quad \text{-----(21)}$$

이므로 하중변형을 고려한 제2근사는 제1근사에 비하여 소성역의 크기가 2배가 된다.

따라서 이 균열에 대응하는 응력확대계수 K 를 유효응력확대계수 K_{eff} 라고 하며 식(21)에서 $\delta_a = r_p^*$ 가 되므로

$$\begin{aligned} K_{eff} &= \sigma \sqrt{\pi a^*} = \sigma \sqrt{\pi(a + r_p^*)} \\ &= \sigma \sqrt{\pi \left[a + \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I^2}{\sigma_Y^2} \right) \right]} = \sigma \sqrt{\pi a \left(1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_Y^2} \right)} \quad \text{-----(22)} \end{aligned}$$

이고 r_p^* 를 Irwin의 소성보정이라 하며 평면변형률에 대한 소성보정 파라미터 r_p 의 실효적인 값은

$$r_b = \frac{1}{2\sqrt{2}} r_b^* \quad \text{또는} \quad r_b = \frac{1}{3} r_b^* \quad \text{-----}(23)$$

가 된다. 이것은 평면변형을 상태에서 항복응력이 구속에 의해 $\sqrt{3}\sigma_Y$ 로 상승된다고 볼 수 있다.

3.3 균열의 성장

기기와 구조물등의 파괴사례는 대부분 피로 및 환경파괴에 기인한다고 할 수 있다. 이러한 파괴는 금속의 표면의 결함(크랙, 흠)과 금속내부의 계재물등을 기점으로하여 재료의 항복응력 이하의 작은 응력에서도 균열이 점차 안정성장하여 최종적으로는 금속파괴나 관통누설을 초래하는 일이 있으므로 이 성장 과정의 해석 및 예측이 파괴역학의 중요한 응용분야⁽⁵⁸⁾로서 균열성장 개시조건 및 성장속도를 특성 짓는 것이 파괴역학 파라미터이다. 일반적으로 균열의 성장에 따라 K_{IC} 에 달하면 금속과단하게되고, 균열이 존재하여도 K 가 어떤 한계조건 이하이며 균열은 성장하지 않는다.

Fig. 19, Fig. 20은 평활재의 전형적인 피로과정과 피로균열진전과정을 보여주고 있고 평활 표면에서 전단형의 균열이 초기에 시작하여 개구형의 안정성장은 스트라이에션(striation)을 형성하면서 진행한 후 취성과 연성과괴를 교차시키면서 진전되고 있다. Stage II의 안정성장 구간을 통상 다음식 Paris법칙⁽⁵⁹⁾으로 기술된다.

$$\Delta K = \begin{cases} K_{\max} - K_{\min} & (K_{\min} > 0) \\ K_{\max} & (K_{\min} \leq 0) \end{cases} \quad \text{-----}(24)$$

이와 같이 시간에 대하여 변화하는 K 의 변동 범위 ΔK 뿐만 아니라 응력비도 피로에 기여하므로

$$R = K_{\min} / K_{\max} \quad \text{-----}(25)$$

여기서 응력비 R 의 영향을 제외하면 응력확대계수범위 ΔK 에서는 다음과 같은 실험적 함수식이 얻어진다.

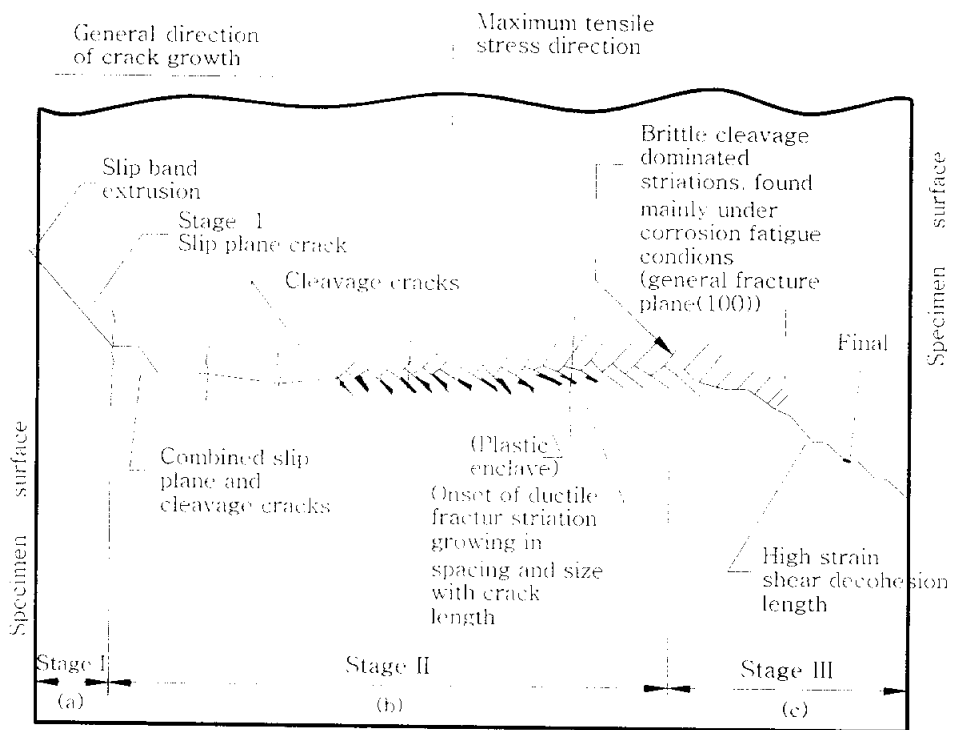


Fig. 19 Schematic illustration of the various modes of fatigue fracture

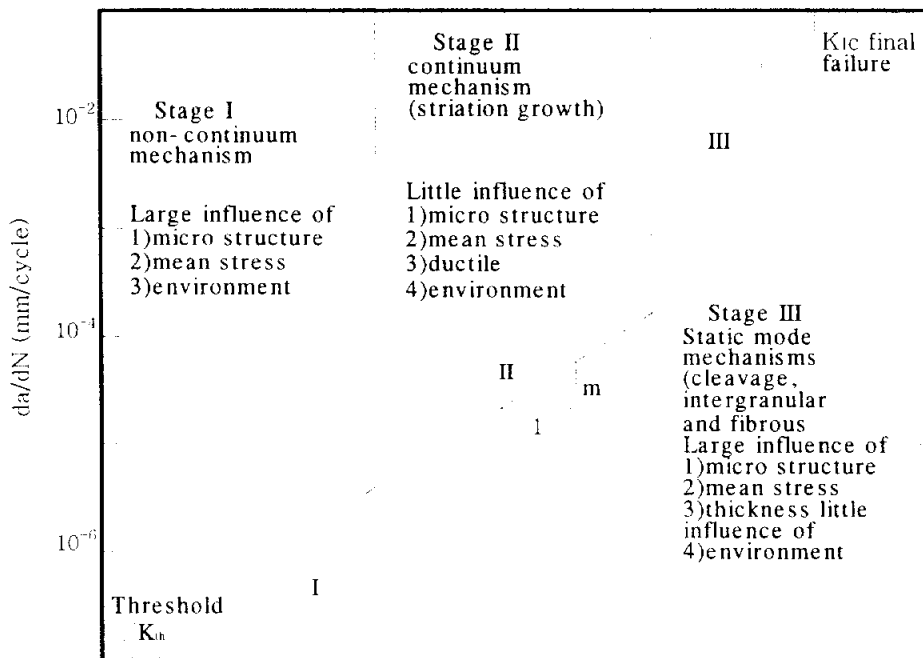


Fig. 20 Primary fracture mechanism with variation of fatigue crack propagation rate da/dN with stress intensity factor range ΔK

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad \text{-----}(26)$$

따라서 식(24)과 식(25)을 정리하면 ΔK 와 R 의 함수이며

$$da/dN = f(\Delta K, R) \quad \text{-----}(27)$$

으로 나타낼수 있다. 한편 대기중 상온의 피로에서는 파형이나 주파수에 그다지 의존하지 않는다고 알려져 있으므로 응력비 R 의 함수로서 간편한 Walker의 식⁽⁶⁰⁾이 사용되고 있다.

$$\begin{aligned} da/dN &= C(K_{\max}(1-R)^n)^m \\ &= C(\Delta K(1-R)^{n-1})^m \end{aligned} \quad \text{-----}(28)$$

여기서 C 와 m 은 재료상수이고, n 는 0.3~0.7정도로서 강재의 피로 균열성장특성에 적용된다.

실재의 $da/dN-\Delta K$ 관계는 Fig. 20과 같이 ΔK 에는 하한계와 상한계가 존재하므로 ΔK 의 하한계는 $da/dN \rightarrow 0$ 에 대응하며 균열진전에 대한 하한계응력확대계수범위 ΔK_{th} 라하고 통상 다음식과 같은 Forman⁽⁶¹⁾의 식이 인용되고 있다.

$$\begin{aligned} da/dN &= C(\Delta K - \Delta K_{th}) \\ \Delta K &\geq \Delta K_{th} \end{aligned} \quad \text{-----}(29)$$

한편 ΔK 의 상한계는 $da/dN \rightarrow \infty$ 에 대응하여 단지 파괴인성에 지나지 않는다.

$$\Delta K_c = (1-R)K_c \quad \text{-----}(30)$$

이와 같이 da/dN 의 구체적인 함수형의 하한계 특성과 상한계 특성이 주어지면 부재에 결함이 존재하는 경우의 피로수명을 예측할 수 있다.

제 4 장 시험편 및 실험방법

4.1 시험편

본 연구에 사용된 시험편은 자동차 및 철도차량 현가장치에 주로 사용되어지고 있는 스프링강(JISG SUP-9)이며, 이 재료의 화학적 성분을 Table 2에 표시하였고, Table 3은 시험편재료의 기계적 성질로서 Fig. 21과 같은 조건에서 열처리(quenching & tempering)한 후의 결과이다. 기계적 성질을 시험하기 위한 인장시험편은 KSB-08의 규격4로 가공하였다.

피로균열 진전거동을 관찰하기 위한 CT시험편은 두께 12.5mm로 하였으며, 시험편의 채취는 열간 압연된 프릿바 상태에서 L-T방향으로 채취하였다. 한편 시험편의 열처리는 970℃에서 20분간 가열한 후 유중에서 담금질하여 정상적인 마르텐사이트 조직이 형성되었고, 이 시험편을 다시 490℃에서 80분간 뜨임하였으며, 정상적인 소르바이트 조직의 확인은 금속현미경(Versmet-2)에서 400배로 확대한 현미경 조직사진에 의하여 관찰되었다.

그리고, 열처리된 시험편은 ASTM-95a 규정에 따라 가공하였고, 노치의 슬로터 가공은 와이어 커팅머신에 의하여 가공한 후 표면을 그라인딩 머신으로 연마하였다. 시험편의 형상과 치수는 Fig. 22와 같다.

Table 2. Chemical composition of specimen

(wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu
JISG SUP-9	0.56	0.25	0.84	0.016	0.009	0.88	-

Table 3. Mechanical properties of specimen

Material	Tensile strength [MPa]	Hardness(HrC)		Yield strength [MPa]	Elongation [%]
		after quenching	after tempering		
JISG SUP-9	1226	55	47	1079	9

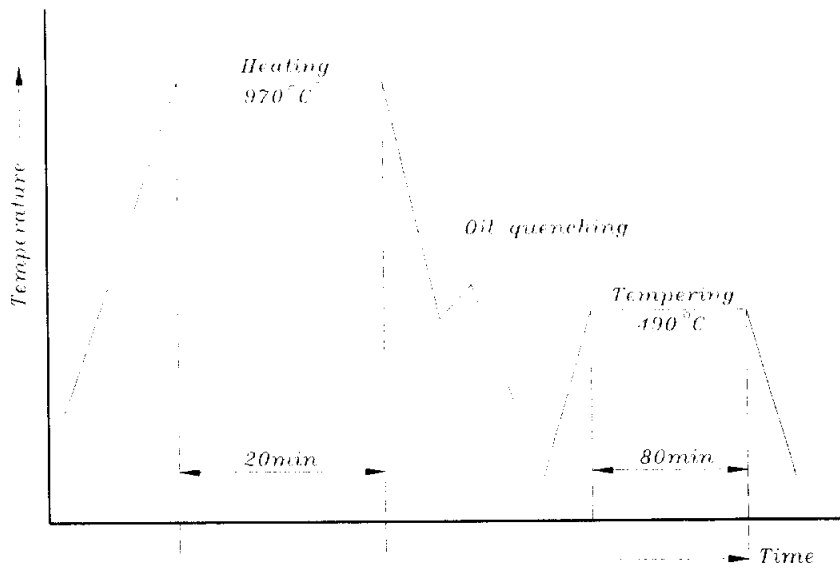


Fig. 21 Condition of heat-treatment

4.2 시험편의 쇼트피닝가공

Fig. 22와 같이 완성된 CT시험편에 압축잔류응력을 부여하기 위해 고속회전터어빈식 쇼트니핑기에서 Table 4와 같은 조건으로 CT시험편 표면에 쇼트피닝가공을 실행하였다. 사용된 쇼트볼은 0.8mm로 선정하였으며 쇼트볼 투사속도는 57m/sec, 70m/sec, 83m/sec와 96m/sec로 분류하여 피닝을 실행하였다.

쇼트피닝가공 품질조건에서 카버리지는 95%를 유지하였으며 아크하이트 수준은 쇼트볼 투사속도 57m/sec, 70m/sec, 83m/sec, 96m/sec에서 각각 0.32mmA, 0.39mmA, 0.42mmA, 0.46mmA의 아크하이트조건이 형성되었다.

Table 4. Condition of shot peening

Specimen	Impeller diameter [mm]	Shot velocity		Shot ball diameter [mm]	Arc-height [mm]
		[m/sec]	[rpm]		
A	-	-	-	-	-
B	490	57	1800	0.8	0.32
C	490	70	2200	0.8	0.39
D	490	83	2600	0.8	0.42
E	490	96	3000	0.8	0.46

4.3 실험장치 및 실험방법

4.3.1 조도측정

쇼프피닝가공면의 요철상태를 조사하기 위해 Photo. 3과 같은 표면조도계(KOSAKA, Surfacer SEF-30D)를 이용하였다. 측정 칩의 선단반경은 $2\mu\text{m}$ 를 선택하여 측정하중은 1g 으로하고 종배율은 1000배, 횡배율은 50배로 하였다.

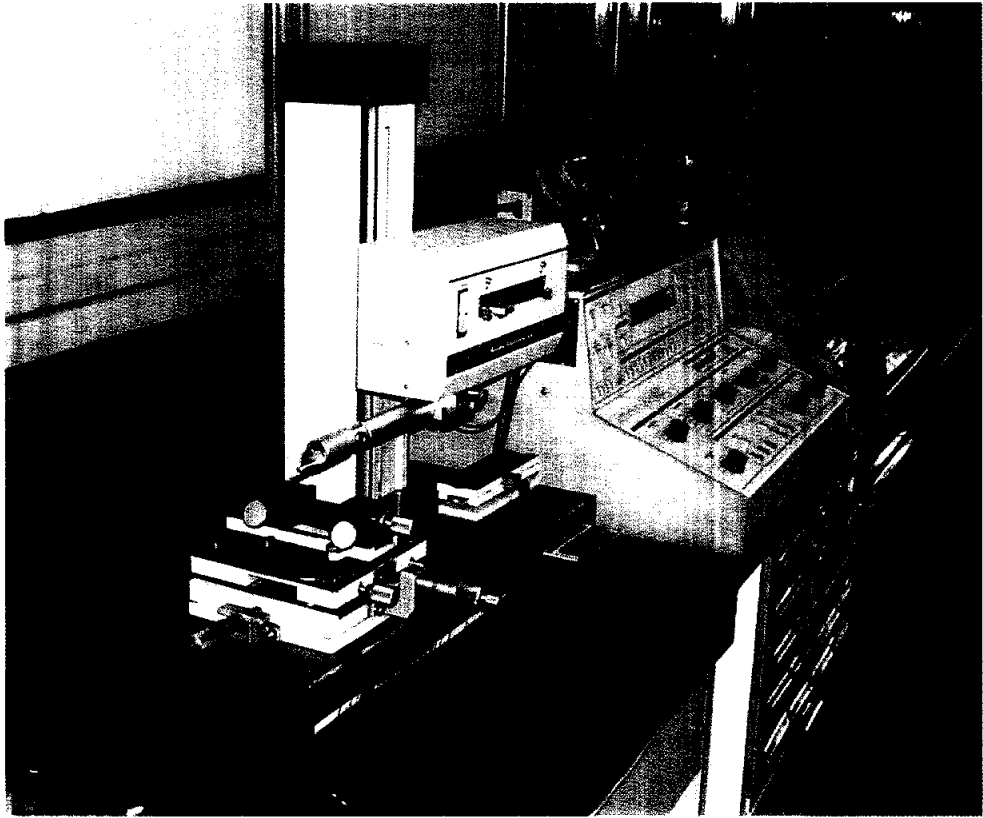


Photo. 3 Roughness tester

4.3.2 경도측정

쇼트피닝가공에 의하여 형성된 압축잔류응력층의 경도분포를 조사하기 위하여, 시험편의 단면부를 채취하여 열경화성 수지에 고정하고 포리싱을 하였다. 경도측정은 Photo. 4와 같은 마이크로비커스경도계(Micro Vickers, MOK E3)를 이용하였다. 측정하중은 시편표면으로부터 20 μ m 깊이까지는 25g을 적용하였고, 150 μ m깊이까지는 300g을 적용하여 측정하였다.



Photo. 4 Micro vickers hardness tester

4.3.3 압축잔류응력측정

시험편 표면에 형성된 압축잔류응력측정은 Photo. 5의 X-선 잔류응력 측정기(RIGAKU-MSF2M)를 이용하였고, 측정은 20 μ m깊이단위로 전해연마를 실행하면서 Table 5와 같은 조건으로 측정하였다.

측정계산방법은 $2\theta - \sin^2 \phi$ 법⁽⁴⁶⁾을 이용하여 ϕ 를 0°, 15°, 30°, 45°로 변화시키면서 이때 발생하는 회절 X-선을 검출기가 140° ~ 170° 범위에서 주사를 하여 ϕ 방향의 회절각을 측정하였다.

Table 5. Measuring condition of residual stress

X-Ray diffraction	Condition	
	Target	Cr-V
	Voltage	30kV
	Current	10mA
ϕ	0°, 15°, 30°, 45°	
2θ	140° ~ 170°	
Diffraction	Scintillation counter	

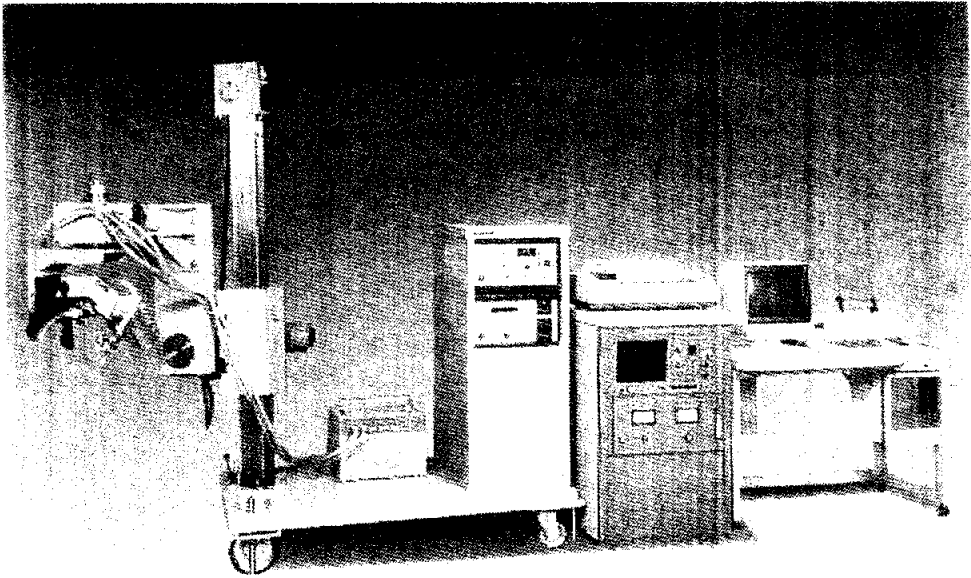


Photo. 5 X ray residual stress measuring system(RIGAKU MASIF2M)

4.3.4 피로균열진전실험

CT시험편의 피로균열진전실험에 사용된 시험기는 Photo. 6과 같은 전기유압서어보가진기(INSTRON-8501, 100kN)를 사용하였으며 그 시험기의 구성은 Fig. 23과 같다.

파괴역학 파라미터인 ΔK 의 가감과 균열길이측정용 COD게이지의 출력데이터를 처리하기 위한 컴퓨터로 구성되어있고, 고온 및 저온환경실험을 위한 자동온도콘트롤 챔버가 추가로 구성되어있다.

피로균열진전실험은 하중제어방식으로 진행하였고 응력비는 $R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$ 으로 하였으며 주파수는 10Hz정현파로 진행하였다. 피로균열길이측정은 COD크립게이지를 이용한 컴프라이언스법으로 ASTM E647-95a 규정에 따라 상온과 고온, 저온환경으로 나누어 실험하였다.

시험편의 초기크랙은 응력확대계수범위 ΔK 를 $10MPa\sqrt{m}$ 로 시작하여 ΔK 의 95%범위내에서 ΔK 증가법으로 진행하였고, 초기크랙완료 3~5mm 지점에서 형성된 ΔK 의 95%범위내에서 다시 연속적으로 ΔK 저감법을 적용하여 피로균열진전이 정지될때까지 실험하였다. 본 실험에 적용된 응력확대계수범위 ΔK 의 계산식⁽⁶²⁾은 다음과 같다.

$$\Delta K = \frac{\Delta P\sqrt{a}}{BW} \left\{ 29.6 - 185.5\left(\frac{a}{W}\right) + 655.7\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 1017.0\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 638.9\left(\frac{a}{W}\right)^4 \right\} \quad \text{-----}(31)$$

여기서 ΔP 는 하중범위, a 는 하중중심에서의 균열길이, B 는 시험편의 두께, W 는 하중중심에서의 시험편 길이가 된다.



Photo. 6 Apparatus of fatigue test machine(INSTRON 8501)

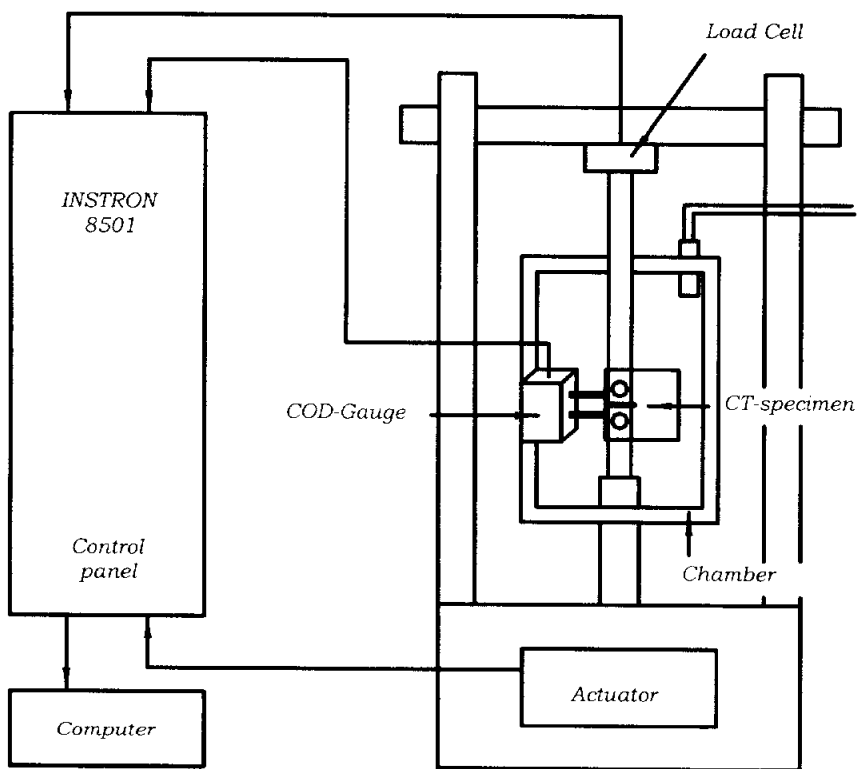


Fig. 23 Schematic diagram of high temperature fatigue testing machine

제 5 장 실험결과 및 고찰

5.1 압축잔류응력의 FEM 모델링

5.1.1 쇼트피닝 가공의 시뮬레이션

쇼트피닝 가공을 유한요소법(FEM : finite element method)을 통해 시뮬레이션하고 잔류응력분포를 얻어내고자 한다. 쇼트피닝 가공에서 얻어지는 압축잔류응력은 강구인 쇼트볼이 재료표면을 타격할 때 발생하는 재료표면의 소성변형에 의해 생성된다. 쇼트볼의 운동에너지의 변화가 재료의 변형에너지로 전이되며 최종적으로 소성영역까지의 변형을 거친 후 다시 복원되는 메커니즘을 가진다. 표면에서부터 국부적으로 소성변형된 재료가 탄성적으로 복원되면서 영구변형이 발생하며 이때 재료 표면에 요철이 생성되고 이 표면아래에는 압축방향의 잔류응력이 형성된다.

내부적으로는 표면에 형성된 압축잔류응력과 평형상태를 이루기 위해 압축-인장천이구역아래 내부에는 인장응력이 형성된다. 쇼트피닝에 의해 형성된 압축잔류응력은 구조물이 인장하중을 받게 될 때 인장응력을 감소시키는 역할을 하게되며 이로인해 구조물의 표면이 받게되는 평균응력은 그만큼 감소하게 되어 피로수명이 향상된다. 그러므로 압축잔류응력의 크기가 크고 최대 압축잔류응력의 깊이가 깊을수록 표면에서 기인한 크랙의 생성과 전파속도를 저하시키는 효과가 있는데 최대압축잔류응력의 크기와 깊이는 강구인 쇼트볼의 형상과 크기, 무게와 속도, 경도 등과 같이 특성을 좌우하는 피닝인자에 영향을 받게 된다.

이러한 피로수명향상이라는 효과를 극대화하기 위해서는 피닝인자에 대하여 검토하고 피닝강도와 압축잔류응력의 분포의 상관관계를 밝혀 내고 최적의 피닝인자를 도출하여야 한다.

5.1.2 쇼트피닝 현상의 모델링

본 연구에서 쇼트볼의 투사속도의 변화에 따른 압축잔류응력 생성경향과 피로균열의 성장과 진전속도의 상관관계를 시험을 통해 밝혀내고 이를 해석적인 방법을 통해 검증해 보고자 한다.

현재까지 알려진 쇼트피닝에 대한 해석은 Fig. 24와 같이 주로 하나의 구형상의 쇼트볼이 평평한 모재를 한번 가격하는 것을 대상으로 하여 이루어져 왔다.

쇼트볼은 일반적인 강체로 표현되며 소재는 변형이 가능한 변형체로 표현되어 쇼트볼의 변형은 해석상 중요하게 고려하지 않는다. 소재에 대한 쇼트볼의 충돌 현상은 쇼트볼의 투사속도와 질량에서 얻어진 운동에너지가 쇼트볼과 소재사이의 충돌현상에 의한 충돌에너지로 전달되어 소재에 변형에너지로 전이된다고 가정한다. 따라서 충돌현상을 제대로 반영하기 위해서는 쇼트볼에 의해 전달되는 에너지를 정량적으로 얻기 위한 접촉해석 모델과 소재의 탄소성변형 현상을 설명하는 탄소성변형해석 이론의 도입이 필요하며 나아가 쇼트볼과 소재사이의 충돌시간이 아주 짧은 시간에 이루어진다고 할 때 질량의 관성효과가 고려되는 동적해석 모델⁽⁴³⁾이 요구된다.

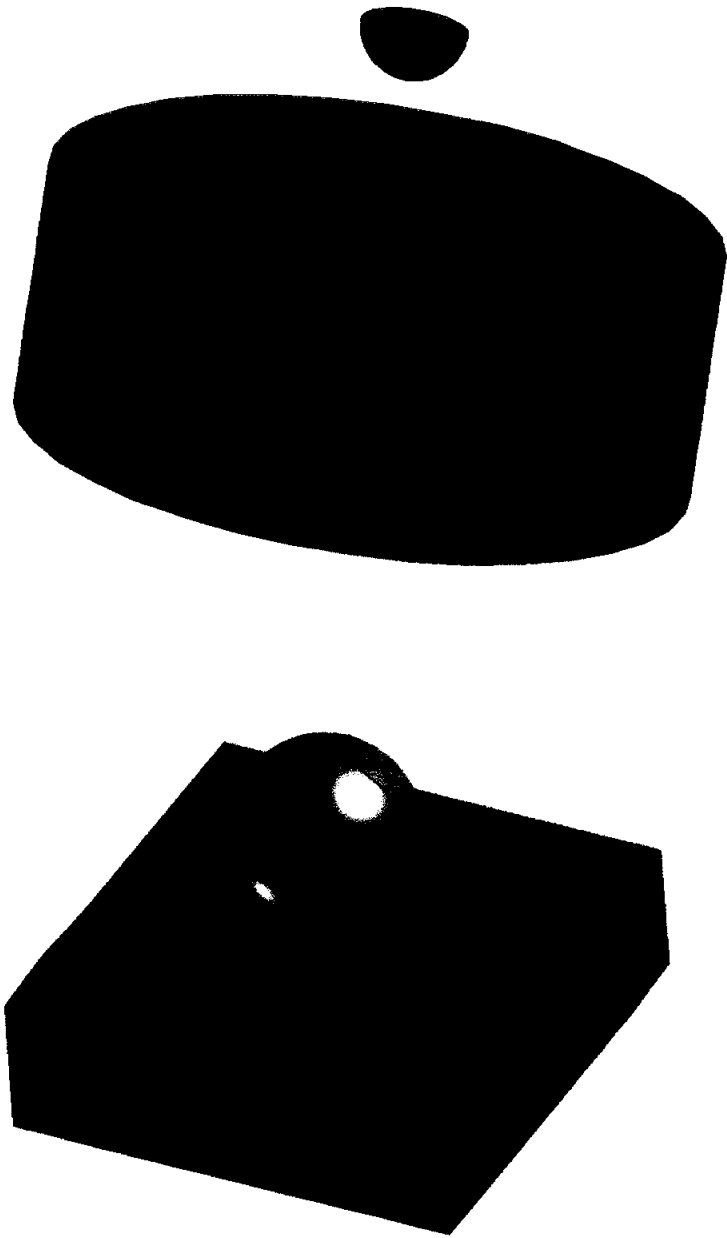


Fig. 24 Analysis model of shot peening process

5.1.3 쇼트볼 접촉이론

접촉 모델의 역할은 접촉에 대하여 접선방향과 법선방향의 접촉하중과 쇼트볼과 소재사이의 접촉영역의 관계를 수식화 하기 위해 도입된다. 우선적으로 법선방향의 접촉하중을 고려한 접촉해석과 추가적으로 접촉하는 대상사이의 마찰현상을 고려하여 나타난 접선방향 하중을 고려한 해석으로 구분할 수 있다. 법선방향을 하중과 변형을 고려하는 데에는 Hooke 모델, Herz 모델, Winkler 모델 및 Oden과 Martins의 모델 등이 많이 쓰이고 접촉 마찰현상의 모델에는 Coulomb법칙이 가장 많이 사용된다. 마찰에 의한 탄소성변형이 형성될 때에는 항복함수와 슬립조건, 접촉하중과 마찰계수와 같은 접촉현상이력 등을 고려하므로 좀 더 복잡한 수식화 과정을 거쳐 수식화 된다. 일반적으로 사용되는 쿨롱마찰을 고려한 항복함수⁽⁶⁴⁾는 식(32)와 같이 정의된다.

$$\Phi = \|F_t\| - \mu F_n \quad \dots \quad (32)$$

여기서, μ 는 마찰계수, F_t 은 횡방향이며 F_n 은 법선방향의 접촉하중 벡터의 크기이다.

법선방향의 하중이 일정하다고 가정하면 항복함수의 포텐셜에서 접선방향의 슬립 변형은 식(33)과 같이 수식화된다.

$$\dot{u}_t^p = - \dot{\lambda} \frac{\partial \Psi}{\partial F_t} \quad \dots \quad (33)$$

여기서, Ψ 는 마찰방향을 결정하는 슬립 포텐셜이며, $\dot{\lambda}$ 는 슬립/스틱조건에 대해 일정하다.

5.1.4 소재의 탄소성 거동특성

소재와 쇼트볼의 접촉에 의하여 전달된 운동에너지가 소재의 탄소성 변형에너지로 전달되므로 소재의 변형을 유한요소모델의 연속체 요소를 사용하여 비선형 해석을 수행한다. 본 연구에서 Table 6과 같은 스프링강 소재(JISG-SUP9)에 대한 인장방향 응력-변형률 선도는 시험을 통해 얻어지며 Fig. 25와 같이 소성구간의 경화과정을 부분선형-경화과정(piecewise linear hardening)을 통해 단순화시킨 구성방정식으로 사용한다.

쇼트볼과 소재사이의 접촉현상이 아주 짧은 시간에 이루어지고 급격하게 소재가 변형하는 경우에는 정적인 시험을 통해 얻어진 응력-변형률 관계에서 변형률이 속도의 영향을 받아 일정하지 않고 시간에 의존하는 특성을 가지게 된다. 이러한 특성은 충돌에너지가 큰 경우에는 준정적인 특성과는 다른 변형률 속도에 의존하는 동적 특성을 가지게 되므로 변형률이 증가함에 따라 유동응력이 증가하는 경향을 보인다.

변형률속도가 1000m/sec이상의 범위에서는 재료의 충격특성을 시험을 통해 확보하여 동적 항복응력을 얻어 변형률 속도 효과를 고려한 재료의 구성방정식을 구하여 해석에 사용하여야 한다. 하지만 변형률 속도의 영향을 고려하기 위해서는 별도의 시편 충돌시험을 거쳐서 물성을 확보하여야 하는 등 본 연구의 범위를 넘어서는 작업이 필요하여 변형률 속도의 영향은 본 연구에서 제외하고 소재의 물성을 준정적 거동상태라 가정하고 인장시험을 통해 확보된 재료물성치를 해석에 사용하기로 한다.

Table 6. Material properties

Material	Density	Elastic modulus	Poisson ratio	Shear modulus	Yield stress	Tensile strength
SUP9	7.85×10^{-6} kg/mm ³	200 GPa	0.3	77 GPa	1.027 GPa	1.369 GPa

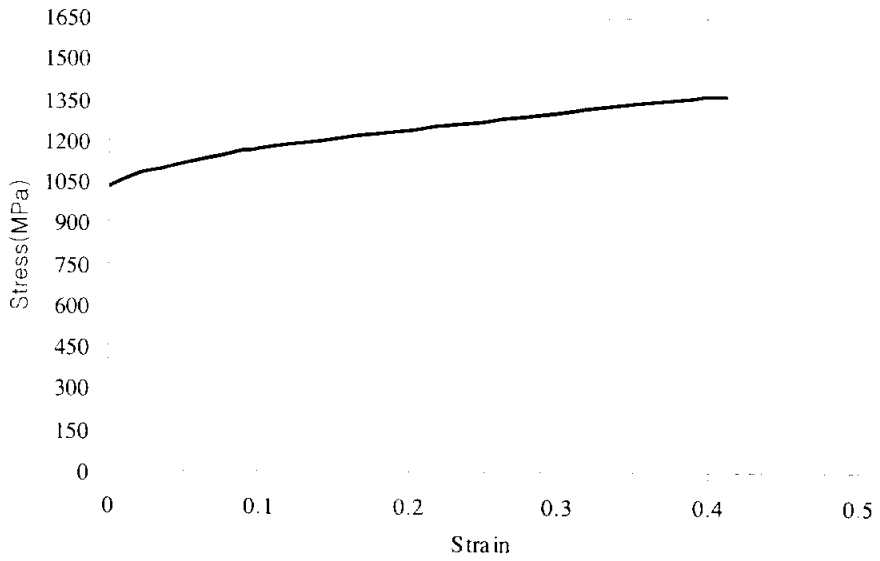


Fig. 25 Stress-strain curve (SUP9)

5.2 압축잔류응력의 FEM해석

5.2.1 유한요소해석 접근방법

충돌해석을 위한 수치해석방법으로는 외연적 유한요소법과 내연적 유한요소법이 있다. 내연적 유한요소법은 큰 시간간격을 가지며 각 단계마다 힘 평형조건을 만족시키기 위해 여러번 세분하여 수렴해 나가는 방법으로써 해의 정확도가 높은 반면 기하학적 형상이 복잡하거나 대용량의 문제에 대해서는 수렴성이 떨어져 해를 구하기 어려운 단점이 있다. 외연적 유한요소법은 작은 시간간격에 대해서 각 단계에서 동적 평형방정식을 만족시키는 해를 구하는데 세분을 하지 않기 때문에 복잡한 형상이나 대용량의 문제에서도 쉽게 해를 구할 수 있다. 외연적 해석방법에서는 시간 간격의 크기가 해의 안정성에 직접적으로 영향을 미치므로 임계 시간간격을 구하고 시간간격을 짧게 하여 해석을 수행한다. 내연적 해석 방법에서는 시간 간격을 크게 하여도 해의 안정성을 갖기 때문에 시간간격의 영향을 적게 받는다. 그러나 형상이 복잡해질수록 해석에 필요한 시간과 용량이 증가하게 되므로 충돌해석에는 내연적 유한요소법보다 외연적 유한요소법이 더욱 많이 사용된다^(65, 68).

쇼트피닝 공정의 유한요소해석을 위해서 다음과 같이 가정한다.

- 쇼트볼은 소재에 비해 높은 강도를 가지며 탄성체로써 소성변형은 무시하며 완전한 구체의 형상으로 가정한다.
- 쇼트볼은 평평한 소재에 수직인 방향으로 충돌하며 이때 가해지는 충돌은 하나의 쇼트볼이 소재에 한번 충돌하는 것으로 가정한다.
- 아주 짧은 시간동안의 충돌에서 발생가능한 소재의 소성변형률의 시간에 대한 의존성, 즉 변형률의 변화는 없는 것으로 하여 정적인 재료특성을 구성방정식으로 사용한다.
- 소재의 댐핑특성은 무시한다.

5.2.2 내연적유한요소법 해석

내연적 해석에는 하중과 속도, 관성의 효과를 무시하는 정적인 해석과 관성과 속도를 고려하는 동적해석이 있다.

정적인 해석에는 쇼트볼의 속도를 고려할 수 없는 대신 쇼트볼과 소재 사이의 접촉에 의한 소재의 탄소성변형을 정밀하게 계산해 낼수 있어 쇼트피닝 후의 소재 표면의 영구변형형상, 즉 요철을 토대로 소재와 쇼트볼 사이의 접촉하중과 변형을 추정해 내게 된다. 해석에 사용된 프로그램은 재료의 비선형성을 해석하는 데 가장 널리 사용되는 MSC사의 MARC이네⁽⁶⁹⁾ 해석에 사용된 모델은 축대칭요소를 사용하여 2차원요소로 구성하였다. Fig. 26에서 쇼트볼은 강체(rigid body), 소재는 변형체(deformable body)로 모델링하고 쇼트볼의 강제변위에 의해 형성되는 소재의 탄소성변형형상과 이때 발생하는 잔류응력의 크기와 분포를 해석하였다.

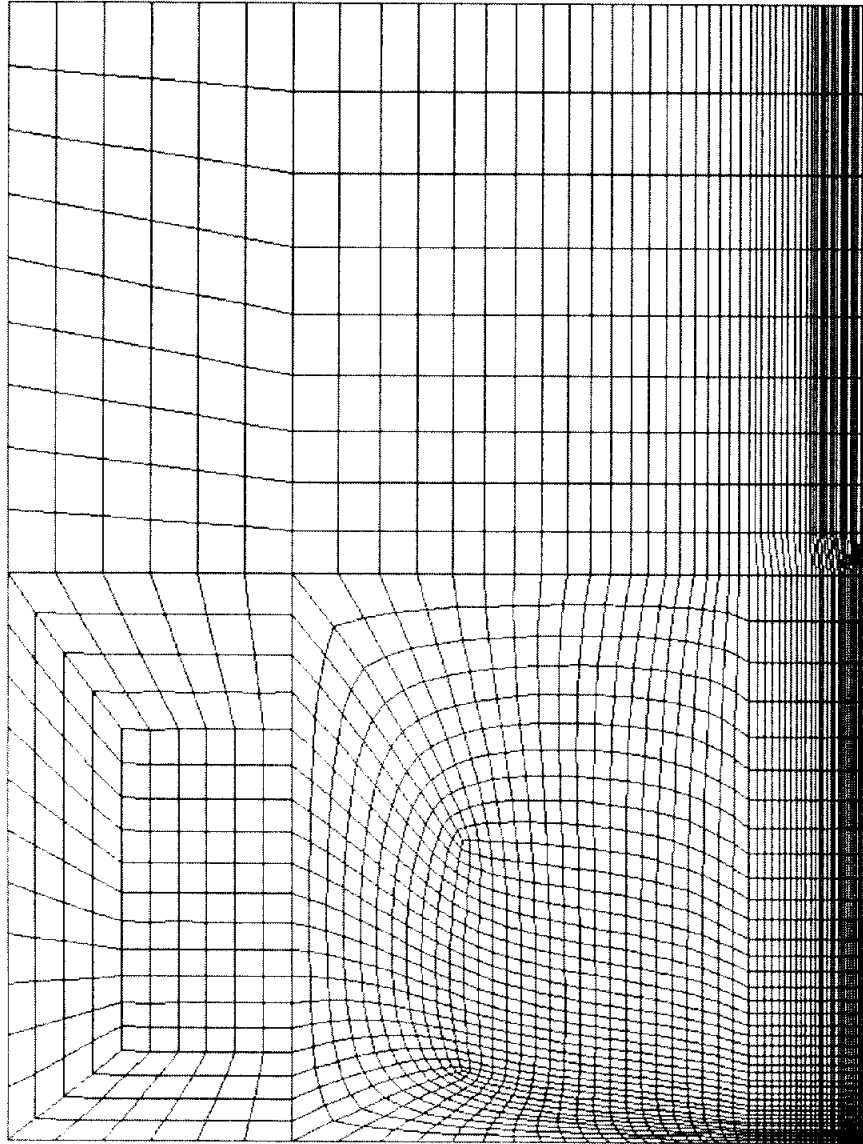


Fig. 26 2D axis-symmetry model for finite element analysis

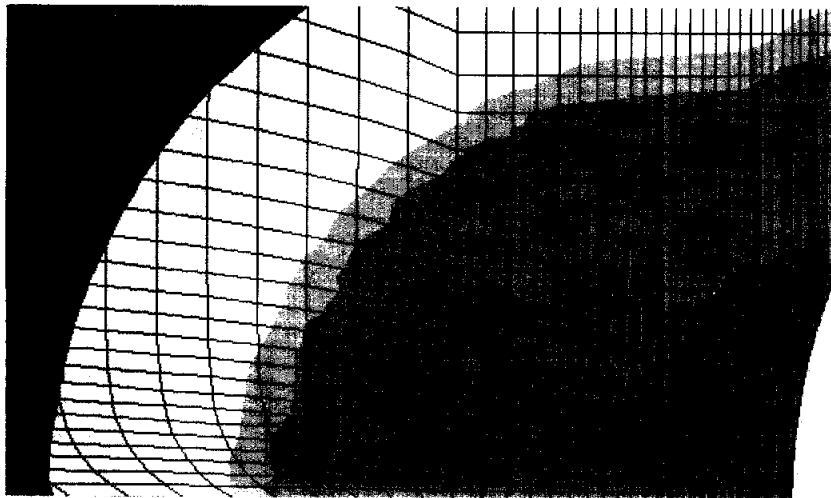
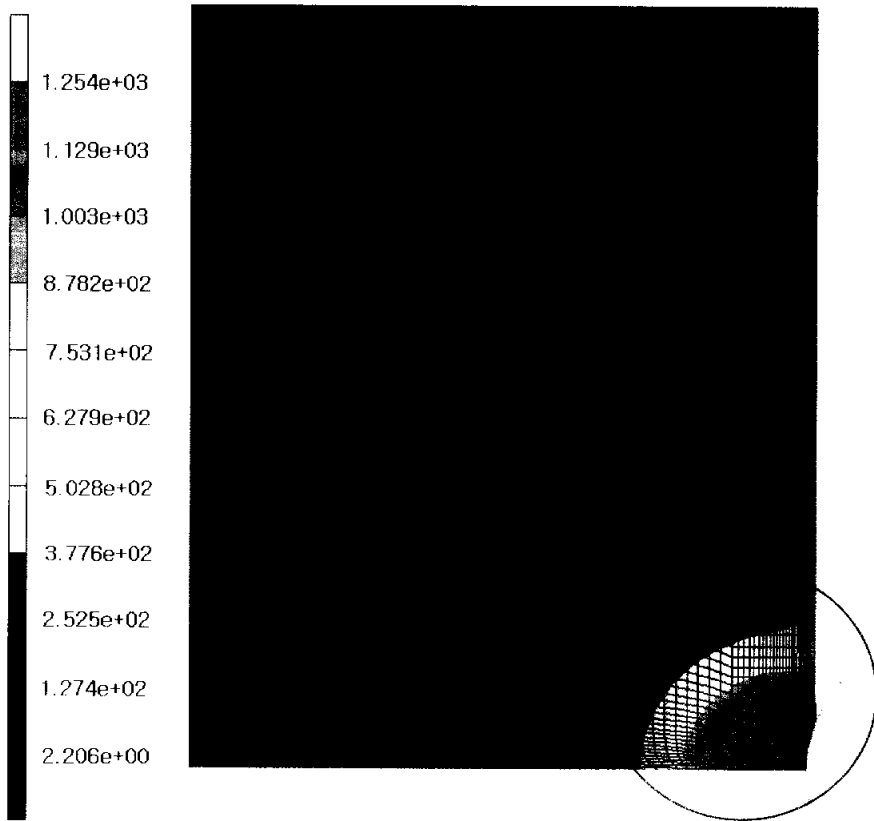


Fig. 27 Von mises stress distribution impact

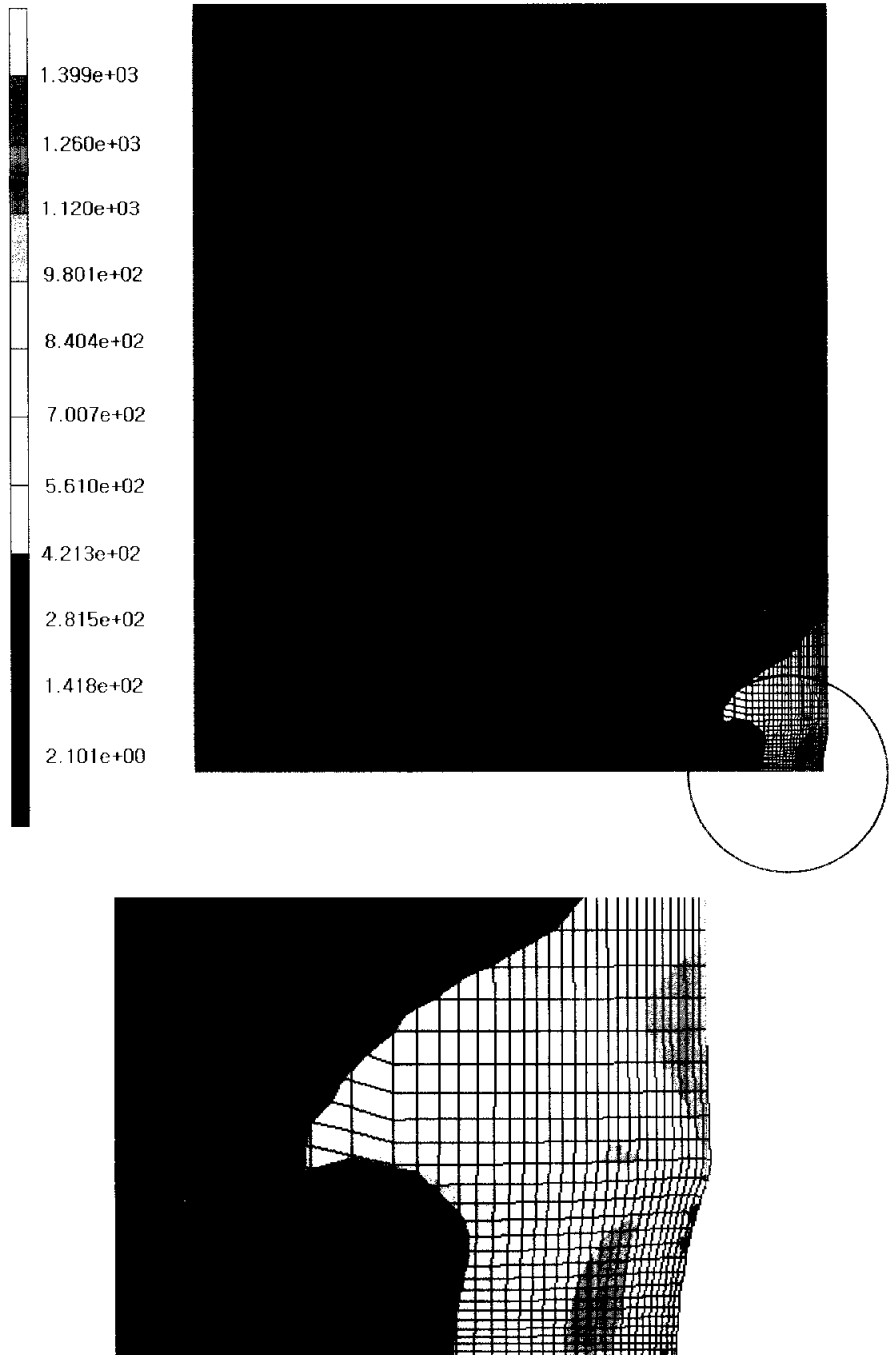


Fig. 28 Von mises stress distribution after impact

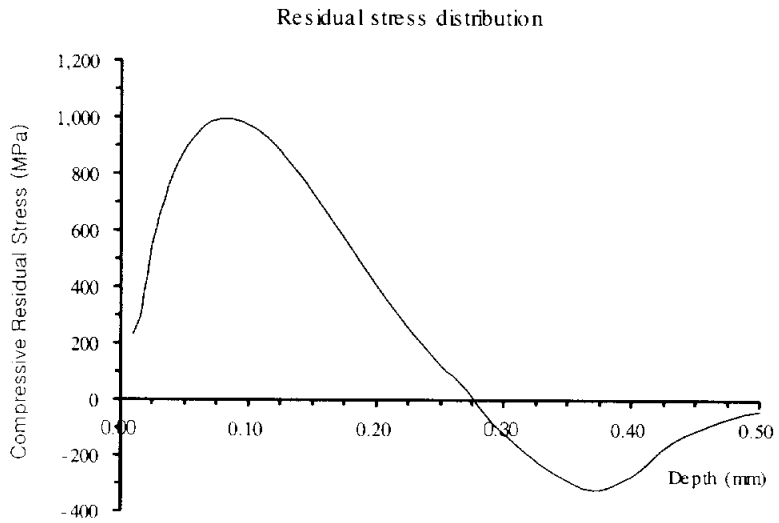


Fig. 29 Compressive residual stress distribution

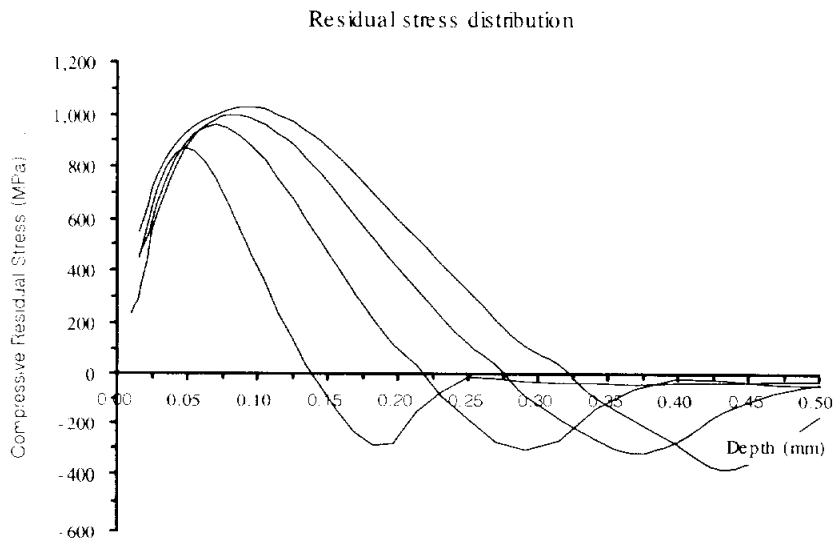


Fig. 30 Comparison of residual stresses

Table 7. Maximum residual stress vs deformation

Case	Depth of hole (μm)	Max. residual stress (MPa)	Depth of compressive stress zone (μm)
I	38.24	1027	325
II	27.50	995	280
III	16.99	959	221
IV	7.23	869	140

Fig 27과 28은 쇼트볼과 소재사이의 접촉과 접촉 완료후 이완되었을 때 발생한 소재의 잔류응력분포를 나타낸 것이다. Fig. 29는 쇼트피닝후 생성된 압축잔류응력분포를 깊이별로 도식한 것이다. 쇼트볼이 접촉한후 생긴 소재의 변형형상과 잔류응력분포의 상관관계를 알아보기 위하여 쇼트볼에 의해 생성된 압입된 홈의 깊이와 깊이에 따른 압축잔류응력의 분포는 Fig. 30과 같고 압축잔류응력의 최대치를 홈의 깊이에 따라 비교하여 나타내면 Table 7과 같다. 각각의 해석조건은 쇼트볼이 소재에 압입되어 소성에 의한 영구변형을 일으키고 난 후 생성된 구멍의 깊이를 해석결과로부터 계산하여 생성된 구멍의 깊이와 이때 발생한 잔류응력의 최대치와 압축방향의 잔류응력의 형성깊이를 구한 것이다. Case I의 경우 압축잔류응력의 최대치가 이 소재의 항복응력과 같은 크기를 나타내고 있다. 이 현상은 충돌에 의해 소재가 항복을 지나 크랙을 형성할 정도로 지나치게 높은 응력이 국부적으로 작용한 것을 의미하고, 물리적으로 이러한 높은 잔류응력의 크기는 현실적으로 얻을 수 없다. 해석결과에서 쇼트볼과 소재의 접촉에 의해 발생하는 소성변형률의 크기를 추적하면 쇼트피닝에 의해 생성될 수 있는 이론적인 최대 잔류응력의 크기가 얻어 질 수 있다. 일반적으로 스프링강 소재를 사용하여 쇼트피닝을 한 경우 압축잔류응력의 피크치가 900~1000 MPa 범위에서 얻어진다고 할 때, Case II와 CaseIII의 조건에서 유사한 결과를 보인다. 이 범위의 최

대압축잔류응력이 얻어지면 압축잔류응력층의 형성깊이는 $200\sim 300\ \mu\text{m}$ 정도이고 형성된 구멍의 깊이는 대략 $20\sim 30\ \mu\text{m}$ 이다. 하나의 쇼트볼이 소재에 한번 충격을 한 경우 생성되는 표면 압입흔의 최대치는 구멍의 깊이에서 추정 가능하다.

정적인 구조해석에서는 소재의 탄소성 물성치를 재료의 구성방정식으로 사용하여 비선형해석을 수행한 것이며 질량에 의한 관성효과를 반영되지 않으므로 쇼트볼의 속도에 따른 잔류응력의 영향을 직접적으로 평가하기는 어렵다. 따라서 쇼트볼의 동적거동을 통해 충격이 가해지는 동적 응력해석을 하여야 한다. 선형적인 거동을 가지는 구조물에 대해서는 동적응력을 구하기 위하여 주로 모드중첩법(modal superposition)을 통해 구조물이 가지는 진동모드와 모드형상을 선형적인 조합을 통해 동적인 거동을 구해내는 방법을 사용한다. 하지만 구조물이 비선형적인 거동을 가질 때에는 이러한 모드중첩법의 사용은 불가능하며 직접적으로 동적하중을 부여하여 해석을 수행하는데 이를 직접적분법(direct integration)이라 하며 Newmark beta법과 Houbolt법과 같은 내연적 적분법과 Central difference법과 같은 외연적 적분법⁽⁷⁰⁾이 있다.

내연적 해석을 통해 동적거동을 해석할 경우에는 구하고자 하는 해의 엄밀성을 확보하기 위해 매우 작은 크기의 시간증분을 사용하여야 하며 높은 주파수로 해가 떨리는 현상을 없애기 위해서 에너지를 소산시켜 시스템을 안정화시키는 수치적인 댐핑을 시간증분에 비례하여 사용하여야 한다. 직접적분법에는 Rayleigh댐핑과 같은 요소에 대한 댐핑이 많이 쓰인다.

하지만 쇼트볼의 속도가 70m/sec 이상이고 쇼트볼과 소재사이의 접촉시간이 $1\ \mu\text{sec}$ 정도로 아주 짧은 시간에 이루어지는 등 매우 제한된 시간에 대해 충격현상을 내연적 적분법을 사용하여 해를 구해내는 것은 해의 수렴성의 문제로 인해 매우 제한적으로 사용된다. 따라서 그 해의 정확성은 다소 떨어지나 수렴성이 우수하므로 외연적 적분법을 사용하여 쇼트피닝 공정에 의한 충돌해석을 수행하였다.

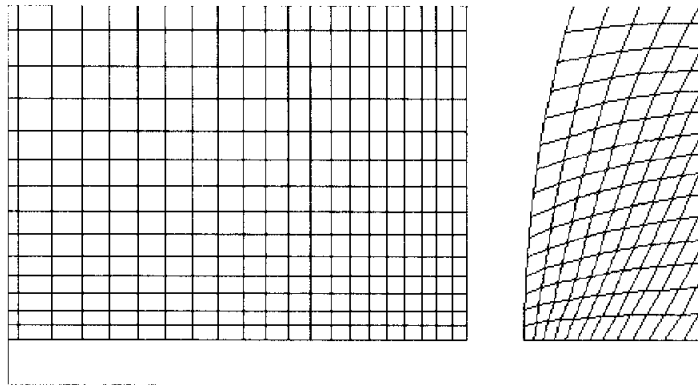
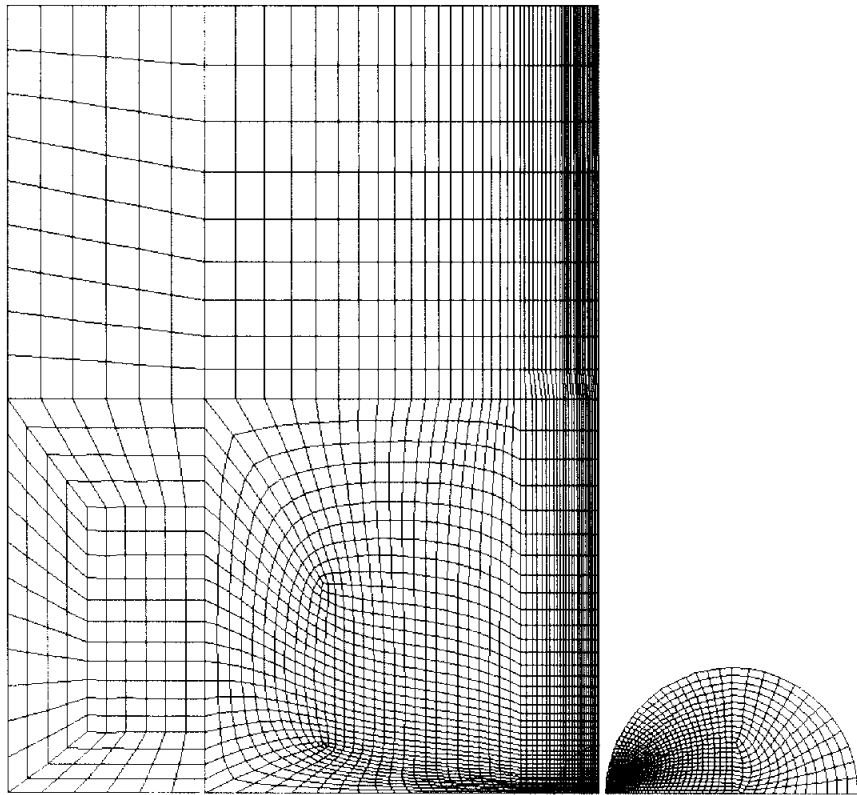


Fig. 31 2D Axis symmetric model for explicit analysis

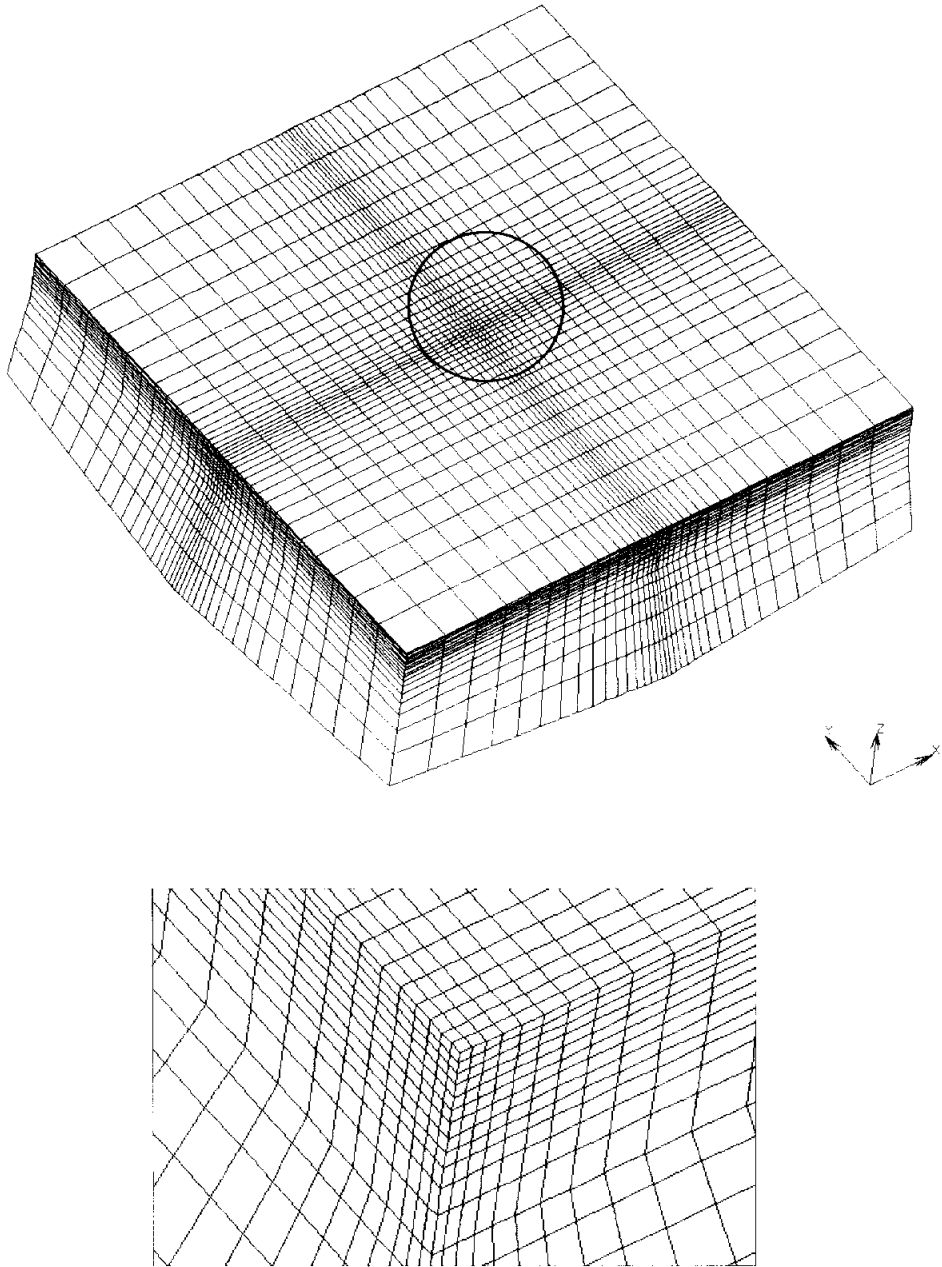
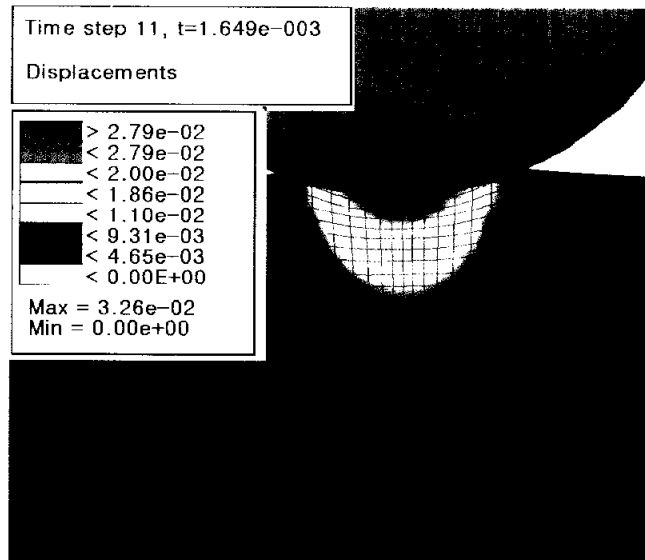
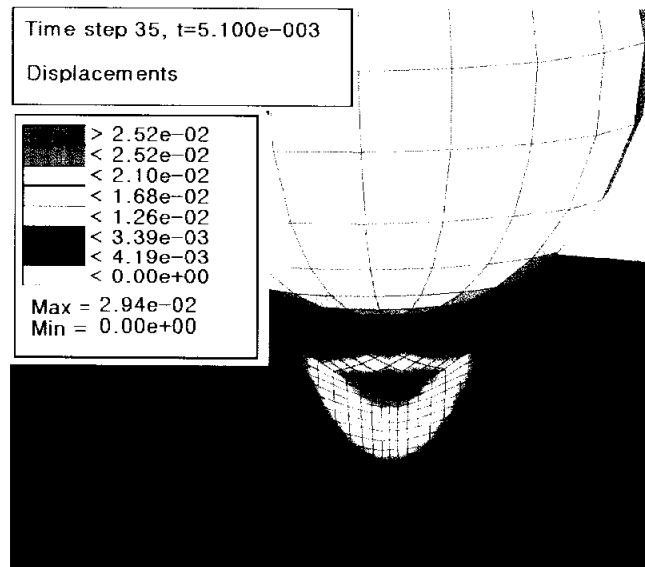


Fig. 32 3D Continuum element model for explicit analysis

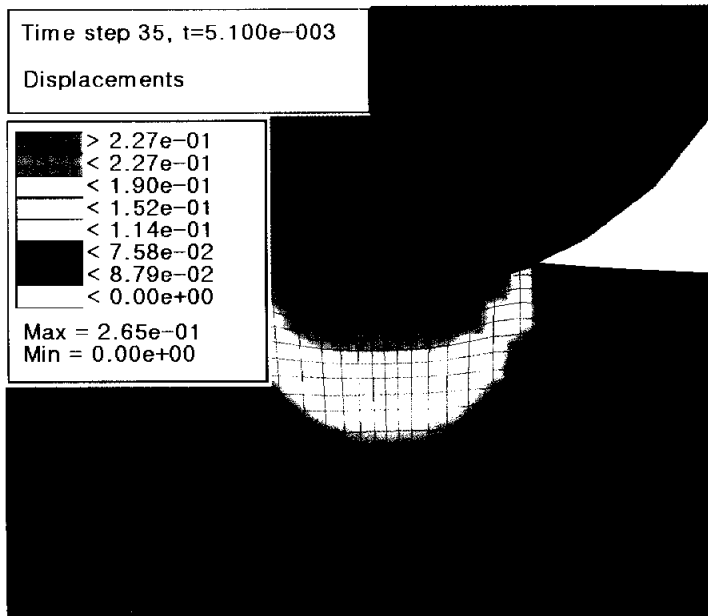


(a) Maximum deformation during impacting

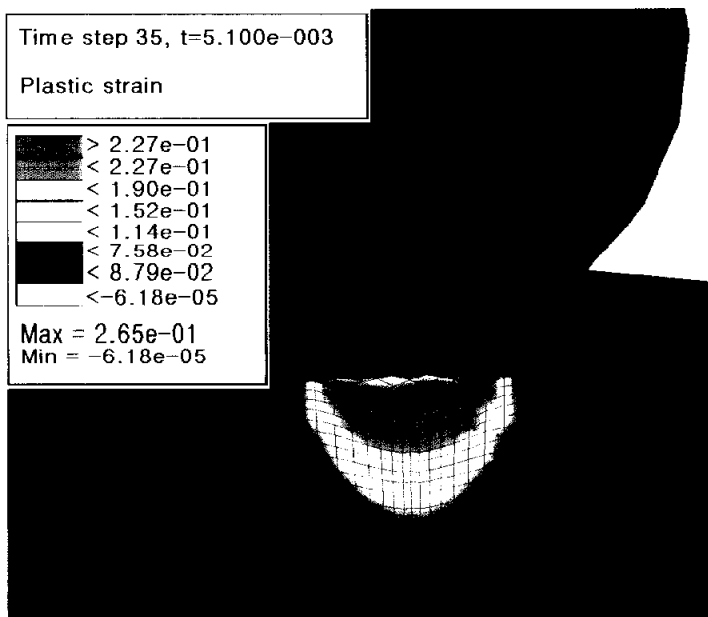


(b) After fully impacted

Fig. 33 Displacement distribution for velocity 70m/sec of a ball

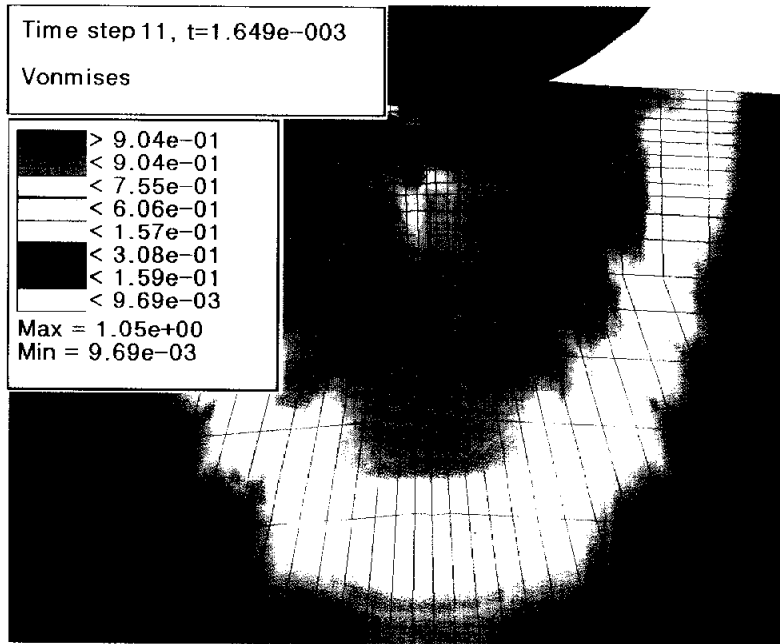


(a) Maximum deformation during impacting

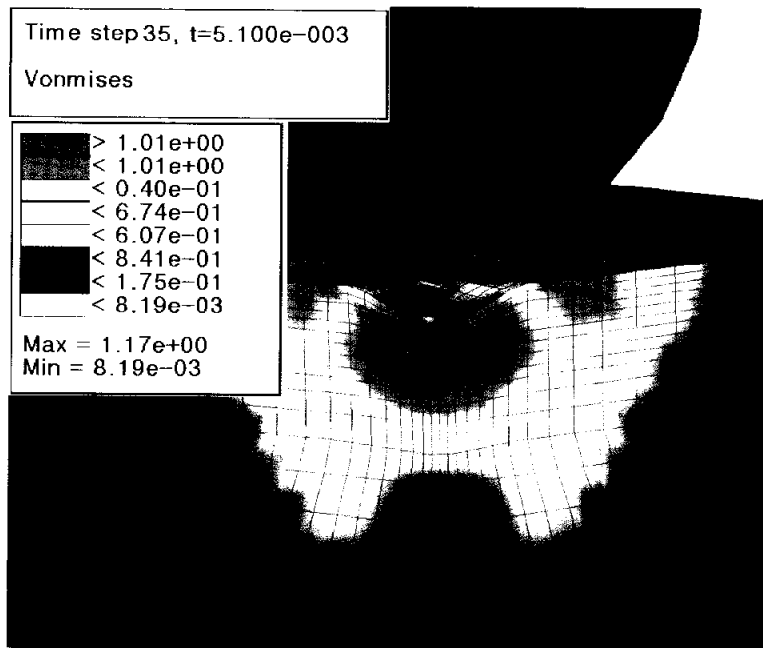


b) After fully impacted

Fig. 34 Plastic strain distribution for velocity 70m/sec of a ball



(a) Maximum deformation during impacting



(b) After impacting

Fig. 35 Von Mises stress distribution for velocity 70m/sec of a ball

외연적 해석에 사용된 프로그램은 기계분야 및 자동차분야의 동적거동 해석에 가장 널리 사용되는 LS/DYNA를 사용하였고⁽⁷¹⁾ 해석은 쇼트볼과 소재를 모두 축대칭요소로 모델링하여 해석한 2차원 문제와 연속체요소로 모델링된 소재와 강체의 쇼트볼로 구성된 3차원 모델링 문제가 있다.

Fig. 31은 소재와 쇼트볼을 2차원 축대칭요소로 모델링한 것이며 Fig. 32는 소재를 3차원 연속체요소로 모델링하여 해석한 것이다.

그리고 소재표면에 쇼트볼 충돌시 형성되는 압축잔류응력을 외연적 유한요소해석과 실제 쇼트피닝가공과 비교하기 위하여 0.8mm 직경의 쇼트볼 투사속도를 57m/sec, 70m/sec, 83m/sec, 96m/sec로 구분하여 해석하였다.

Fig. 33, 34는 쇼트볼 투사속도가 70m/sec인 충돌해석결과를 샘플링하여 도시하였다. 여기서 Fig. 33의 (a)는 쇼트볼 충돌순간의 최대변위분포이고, (b)는 충돌후 쇼트볼이 표면에서 완전히 이탈 되었을때의 변위분포를 보여주고 있다. Fig. 34의 (a)와 (b) 역시, 쇼트볼의 충돌순간과 충돌완료후에 형성되는 소성변형률 분포를 나타내었다. 여기서 소재표면에 쇼트볼이 충돌하고 완전히 이탈되는 순간의 접촉시간은 $0.85 \mu\text{sec}$ 내외이다. 쇼트볼이 소재에 충돌하는 순간 소재의 최대변형깊이는 $33.5 \mu\text{m}$ 이고, 충돌후 쇼트볼이 완전히 이탈된후의 변형깊이는 $29.6 \mu\text{m}$ 로서 소재표면의 변형이 약간 원위치되는 탄소성 현상을 보여주고 있다. Fig. 34에서 소성변형률은 쇼트볼 충돌시와 충돌후의 값이 $\dot{\epsilon} = 0.264$ 와 $\dot{\epsilon} = 0.263$ 으로써 충돌전후 유사한 수치를 보여주고 있다.

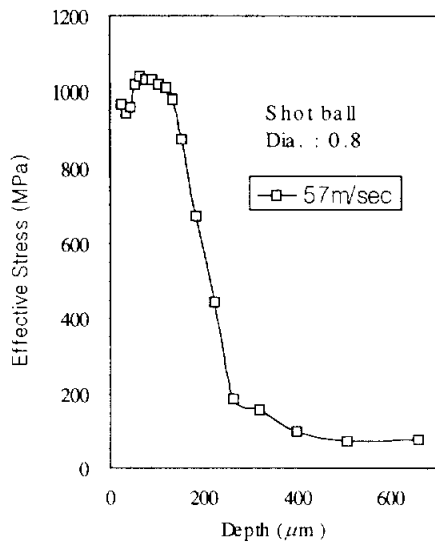
Fig. 35는 쇼트볼 투사속도를 57m/sec, 70m/sec, 83m/sec, 96m/sec로 충돌하여 형성되는 Von Misses 응력의 분포를 유한요소 해석하였다. 그 결과, 쇼트볼 투사속도별 소재표면의 소성변형량과 소성변형률, 압축잔류응력의 크기를 Table 8과 같이 표시하였고, Fig. 36의 (a), (b), (c), (d)는 쇼트볼 충돌후 형성된 소재표면부의 압축잔류응력을 소재표면으로부터 깊이에 따른 그 값을 쇼트볼 투사속도별로 표시하였다.

따라서 내연적 유한요소해석에 의한 Case II의 소성변형깊이 $27.5 \mu\text{m}$

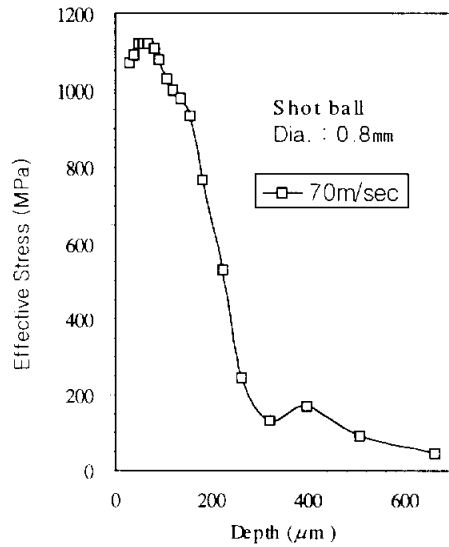
와 외연적 유한요소해석의 쇼트볼 투사속도 70m/sec에서 형성된 소성변형깊이 29.6 μm 를 비교하였을 때 유사한소성변형깊이를 보여주지만 압축 잔류응력의 최대값은 내연적 해석이 995MPa, 외연적 해석이 1170MPa로써 외연적해석값이 다소 크게 해석되었다.

Table 8. Comparison of FE analysis results for various shot ball velocities

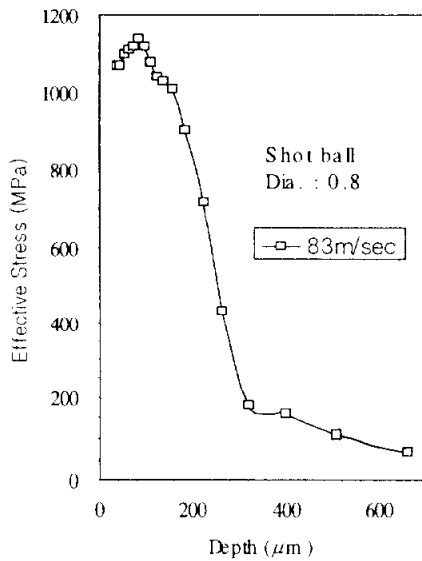
Ball shot velocity <i>m/sec</i>	Duration of contact μsec	Depth of dent μm	Plastic strain rate	Von mises residual stress <i>MPa</i>
57	0.75 ~ 0.95	23.9	0.23	1040
70		29.6	0.26	1120
83		35.3	0.31	1140
96		41.4	0.39	1110



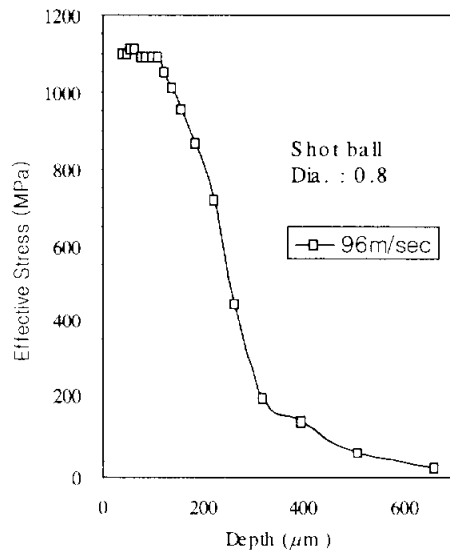
(a) Shot velocity=57m/sec



(b) Shot velocity=70m/sec



(c) Shot velocity=83m/sec



(d) Shot velocity=96m/sec

Fig. 36 Distribution of effective stress for various shot velocity

5.3 쇼트피닝과 FEM해석의 비교

시험편의 표면에 형성된 압축잔류응력은 X-선 잔류응력측정장치를 이용하여 표면으로부터 10~20 μm 깊이단위로 전해연마를 한후 측정하였고 최대깊이 350 μm 깊이까지 측정하였다. Fig. 37과 Fig. 38은 깊이별 압축잔류응력을 쇼트볼투사속도별로 분류하여 도시하였다.

압축잔류응력의 최대치와 그 형성 깊이는 투사속도 57m/sec에서 120 μm 705MPa, 70m/sec에서 150 μm 735MPa, 83m/sec에서 180 μm 730MPa, 96m/sec에서는 200 μm 726MPa로써 쇼트볼 투사속도를 가속할수록 압축잔류응력 최대치 형성 깊이는 깊어졌으나 압축잔류응력의 최대값은 70m/sec를 기점으로 그이상의 속도에서는 점차 감소되었다. 그리고, Fig. 39와 같이 극표면의 압축잔류응력치는 57m/sec에서 601MPa, 70m/sec에서 638MPa, 83m/sec에서 587MPa, 96m/sec에서는 550MPa로 형성되어 각각의 투사속도조건에서 극표면부의 압축잔류응력은 최대값보다 100~176MPa정도 적게 관찰되었다.

이 현상은 지나친 투사속도 가속에 의하여 발생하는 과도한 투사에너지는 피가공물의 압축잔류응력치를 감소시키는 역할을 하는 소위 오버피닝(Over-peening)현상으로 판단되었다. Verport와 Gerdes⁽⁷²⁾는 이러한 문제점을 지적하고 있다. FEM에서 해석된바와같이 쇼트볼투사에 의한 소재표면부의 탄소성변형은 표면층 아래에서 크게 이루어지므로써 극표면의 압축잔류응력이 적게 형성된다고 고찰하였다.

그리고, Tange와 Takamura⁽²⁰⁾는 금속의 극표면의 압축잔류응력값을 높일수록 피로강도가 증가하여 피로수명이 향상된다고 보고하였다.

이와같이 극표면의 압축잔류응력값의 크기가 금속의 피로수명을 좌우하므로 극표면의 압축잔류응력값을 높이기 위한 제조공법에 대한 연구가 요구되고 있으며 Park과 Jung⁽⁷³⁾은 극표면부의 압축잔류응력값을 높이기 위해 2단 쇼트피닝을 한 결과 압축잔류응력값이 한층 증가하였고 피로수명이 대폭증가되었다고 보고하였다.

Fig. 40의 (a), (b), (c), (d)는 앞서 5장 2절에서와 같이 쇼트볼 투사속도별로 FEM해석된 압축잔류응력치와 실제 쇼트피닝가공결과를 비교도시하였다. 그림에서 외연적 유한요소해석의 압축잔류응력값이 실제 쇼트피닝가공에 의한 값보다 높게 형성되는 양상을 관찰할수 있었다.

이와같은 현상은 내연적 유한요소해석에서 고려되어야할 쇼트볼의 변형과 외연적 유한요소해석에서 쇼트볼의 변형과 마찰열이 고려되어야 하나 소재의 표면에 쇼트볼이 접촉 또는 충돌할 때 쇼트볼의 변형과 마찰열에 의한 소재의 소성변형에 대한 풀립현상을 고려하지 않으므로써 유한요소 해석결과의 압축잔류응력값이 높게 형성되었다고 볼수 있으나 기본적인 양상은 이론과 실제가 유사하다고 판단되었다.

따라서 쇼트피닝과 같은 강구의 소재접촉에 의한 압축잔류응력의 유한요소해석이 실제 쇼트피닝가공과 유사한 값을 얻기 위해서는 소성변형이 없는 완전한 탄성체의 강구가 아닌 하나의 동일 소성변형체로 고려해야 하며, 강구의 충돌시 발생하는 열영향과 1회 충돌이 아닌 반복적인 충돌을 고려하여야한다는 것을 제안한다.

한편 외연적 유한요소해석에서 나타난 소성변형률의 크기를 평가하면 쇼트볼 투사속도 70m/sec일 때 소성변형률 $\dot{\epsilon} = 0.26$ 은 일반적인 금속재료에서 높다고 평가할수 있다. 그러나 쇼트볼 투사속도 70m/sec이상에서 나타난 $\dot{\epsilon} = 0.3 \sim 0.39$ 크기의 소성변형률은 금속재료의 항복응력을 넘기는 손상상태를 발생할 우려가 있으므로 쇼트볼 투사속도가 70m/sec이하의 적정 쇼트피닝가공이 이루어져야 한다고 판단한다.

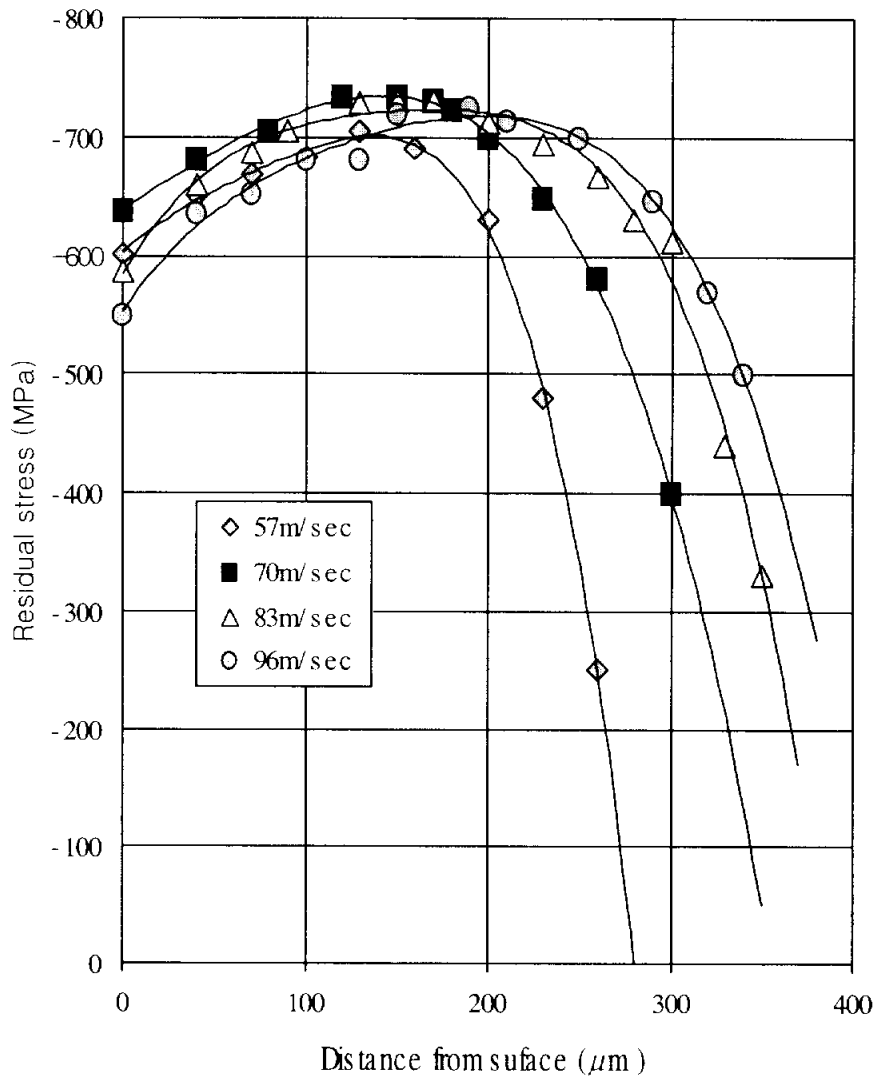
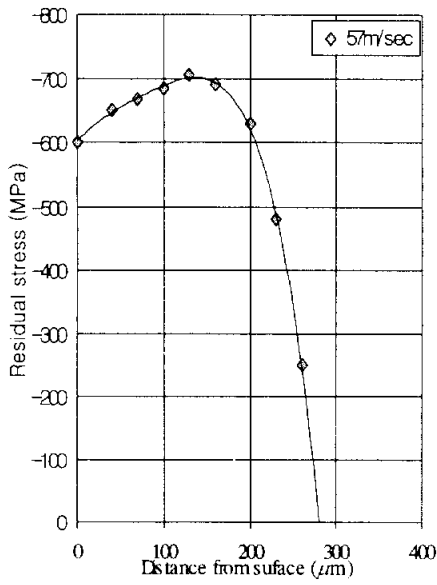
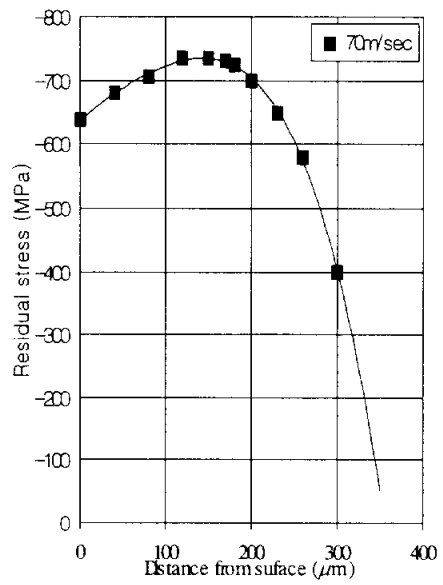


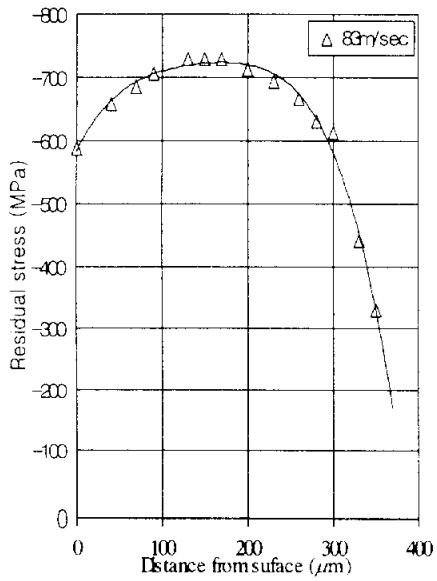
Fig. 37 Compressive residual stress distributions produced by shot peening



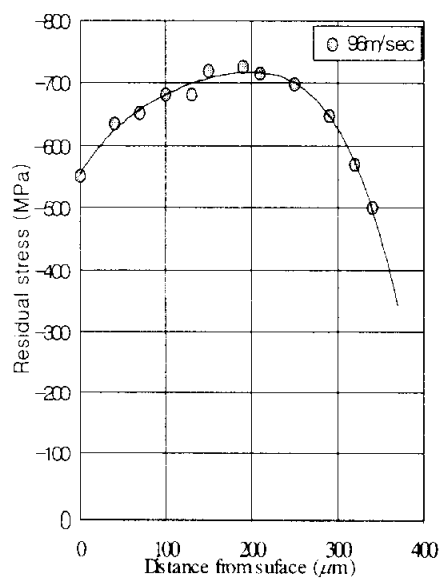
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 38 Compressive residual stress distributions produced by shot peening

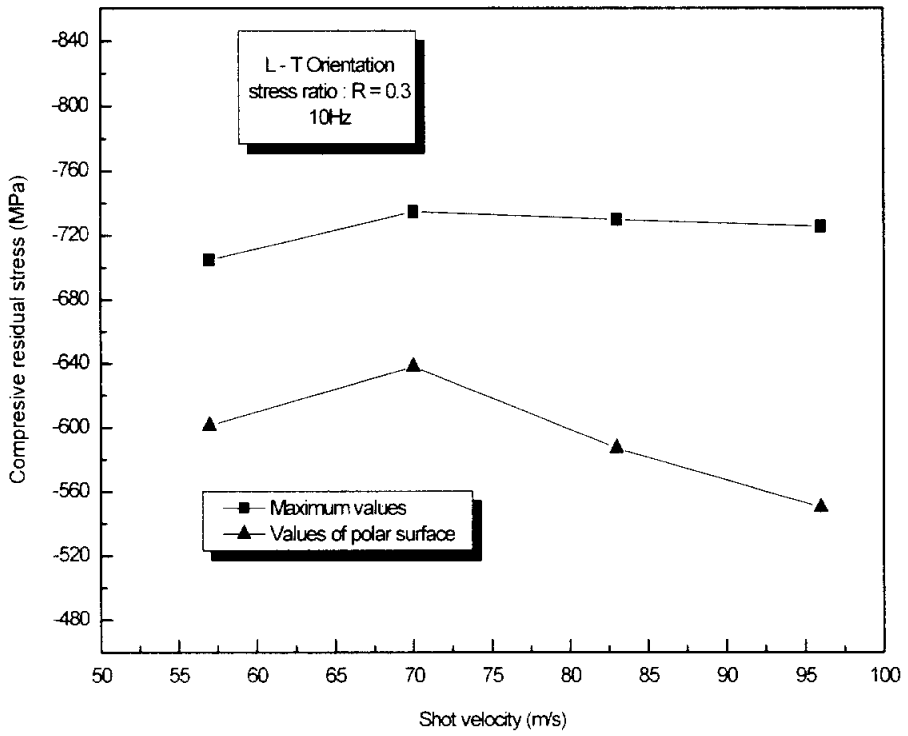
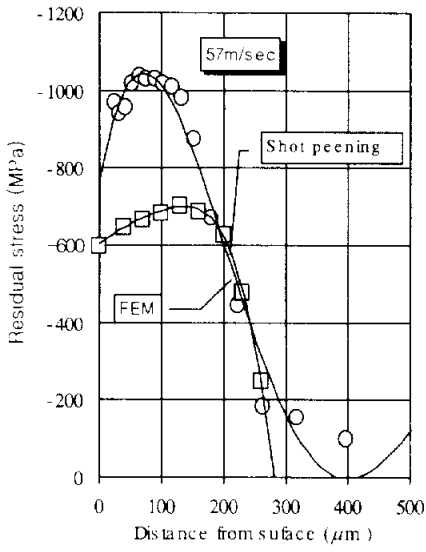
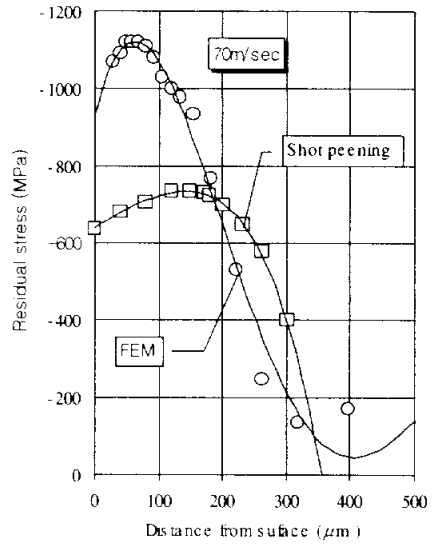


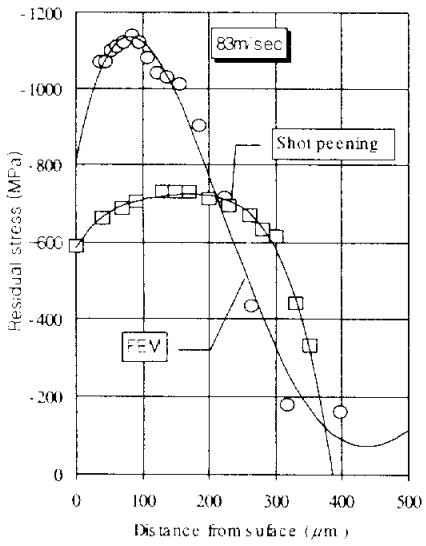
Fig. 39 Relation between compressive residual stress(MPa) and shot velocities(m/s)



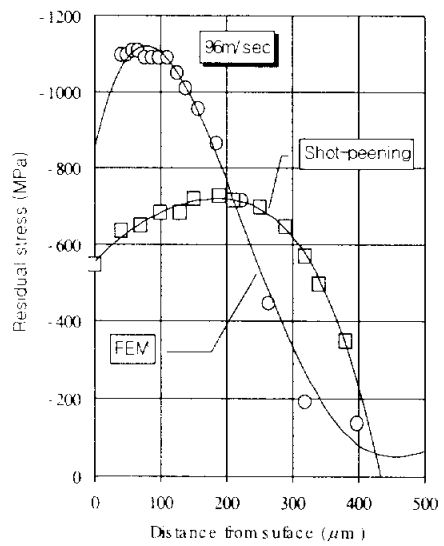
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 40 Relation between compressive residual stress(MPa)
and shot velocities(m/sec)

5.4 표면조도, 현미경조직과 경도분포

쇼트피닝가공시 쇼트볼이 시험편 표면에 투사되면서 발생하는 투사에너지는 국부적인 소성변형을 일으키고 표면부에 요철현상을 형성하게 된다.

Fig. 41은 쇼트피닝가공에 의하여 형성된 시험편 표면의 조도를 쇼트볼투사속도별로 측정하여 연피닝시험편의 표면조도와 비교하였다.

표면조도 측정은 2.5mm구간을 굴곡의 중심선 산술평균값 (R_a)과 굴곡의 최대값 (R_y), 10점평균거칠기 (R_z)로 나타내었다.

쇼트피닝을 하지않은 연피닝시험편에서는 R_a 가 $1.2\mu\text{m}$, R_y 가 $8.8\mu\text{m}$, R_z 는 $8.8\mu\text{m}$ 로 측정되었고, 쇼트피닝가공 시험편의 표면조도는 투사속도 57m/sec에서 $R_a=3.05\mu\text{m}$, $R_y=21.1\mu\text{m}$, $R_z=26.9\mu\text{m}$ 이며, 투사속도 96m/sec에서는 $R_a=5.21\mu\text{m}$, $R_y=40.0\mu\text{m}$, $R_z=40.0\mu\text{m}$ 로 측정되었다.

이와같이 표면조도의 평균값 (R_a)는 연피닝에 비하여 쇼트피닝가공시험편이 높은 수치로 측정되고 있고, 쇼트볼 투사속도를 가속할수록 표면조도 평균값 (R_a)는 증가되었다.

Photo. 7은 쇼트피닝가공을 하지 않은 시험편의 단면과 쇼트볼투사속도를 70m/sec로 하여 쇼트피닝가공한 시험편의 단면에 대한 400배현미경조직사진이다.

압축잔류응력이 표면에 형성되지 않은 연피닝시험편의 경우는 표면으로부터 $200\mu\text{m}$ 지점까지 조직의 조밀함이 관찰되지 않고 있으나, 압축잔류응력이 표면에 형성된 쇼트피닝가공 시험편의 현미경 조직이 표면으로부터 $150\sim 200\mu\text{m}$ 지점까지는 조밀하게 관찰되고 $200\mu\text{m}$ 이후 지점과는 조밀정도가 약간의 차이가 있음이 관찰되었다.

이 현상은 쇼트피닝가공은 쇼트볼투사에너지에 의하여 시험편의 표면부에 국부적인 소성변형을 일으키고 있는 현상이 관찰되었다.

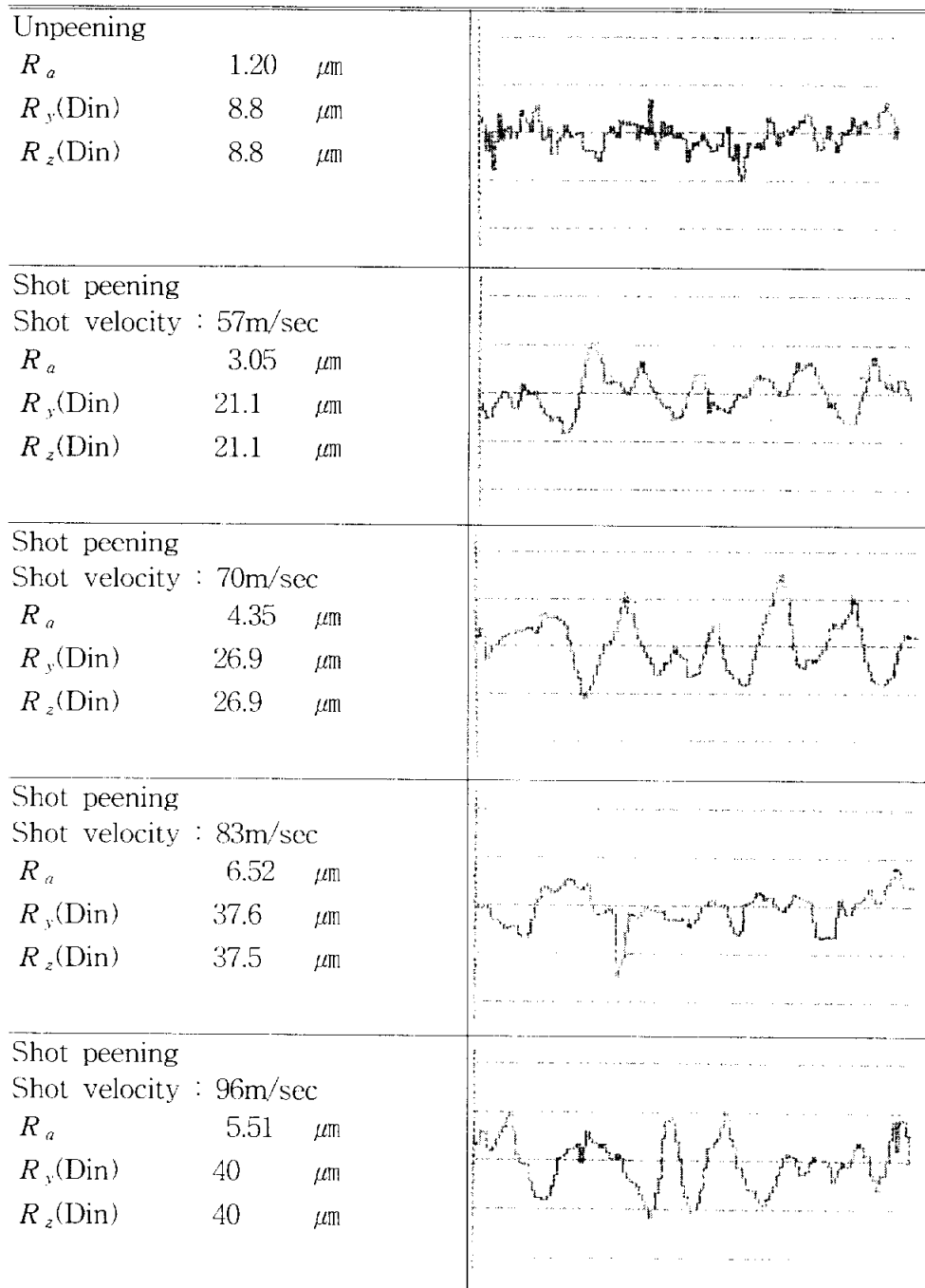


Fig. 41 Profile of surface roughness pattern

Fig. 42는 쇼트피닝가공을 하지 않은 연피닝시험편의 단면과 쇼트볼투사속도를 70m/sec로 하여 쇼트피닝가공한 시험편의 단면에 대한 경도분포를 비교하여 도시하였다.

압축잔류응력이 형성되지 않은 연피닝시험의 단면경도는 평균 453Hv으로써 표면에서 내부까지 변화가 없었고, 압축잔류응력이 형성된 쇼트피닝가공 시험편의 단면에 대한 경도분포는 극표면에서 Hv=465, 40 μ m깊이에서 Hv=457, 80 μ m깊이에서 Hv=455, 140~200 μ m Hv=452, 200 μ m깊이 이후는 Hv=456으로 나타나고 있다. 이와같이 시험편의 표면부에서 100 μ m까지의 경도가 높게 형성되고 있는 현상은 앞서 고찰된바와 같이 쇼트볼투사에너지에 의하여 시험편 표면부의 조직을 조밀하게 형성시키므로써 경도치가 시험편 내부보다 약간 높은수치로 관찰되고 있으나 전체적으로는 경도의 큰변화는 없다고 판단한다. 이것은 경도가 높은 재료에 쇼트피닝가공을 할 경우 경도의 차이가 크지 않지만, 연질재료에 쇼트피닝을 할 경우는 표면부의 경도가 높게 형성된다는 보고와 일치하였다.

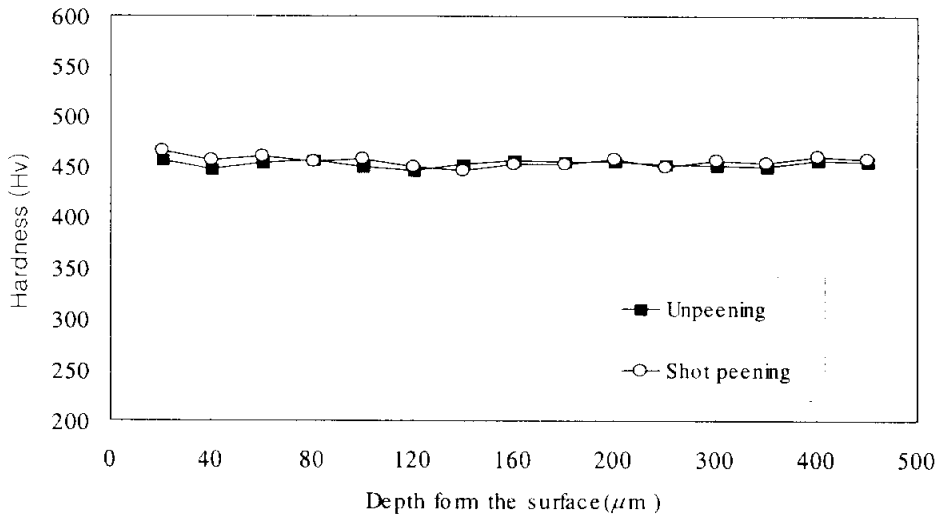


Fig. 42 Hardness distribution of specimen



Photo. 7 Microstructures of specimen (unpeening)

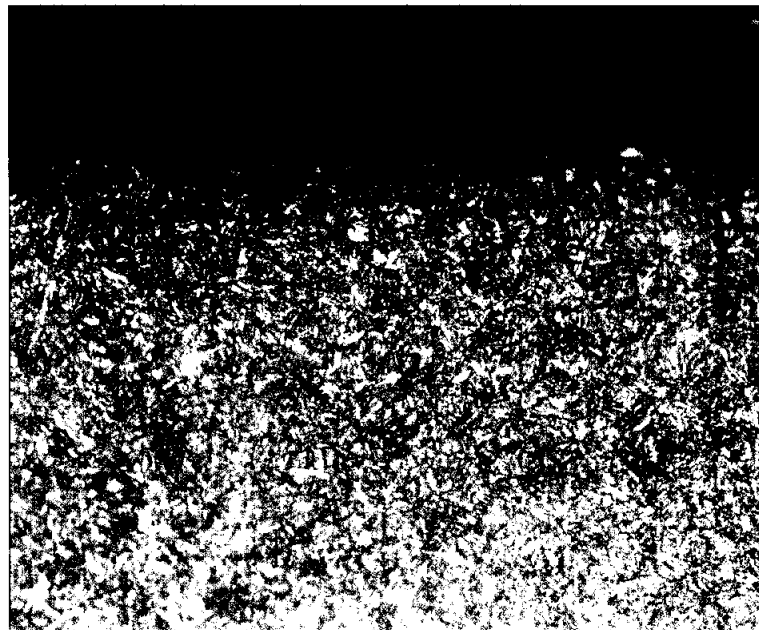


Photo. 8 Microstructures of specimen (shot peening)

5.5 상온 피로균열진전거동

5.5.1 피로균열진전길이와 사이클수

Fig. 43과 Fig. 44는 피로균열진전길이와 하중횟수와의 관계를 도시하였다. 응력비는 0.3이며 주파수는 10Hz로 진행하였다. 압축잔류응력이 형성되지 않은 언피닝시험편과 쇼트볼투사속도별 피로수명 비교에서 쇼트볼 투사속도를 가속할수록 피로수명 증가현상이 현저하게 나타나고 있다. 균열길이 28mm지점에서 하중반복횟수는 언피닝의 경우 $N=619,824$ 회, 쇼트피닝의 경우(70m/sec) $N=1,222,120$ 회로써 쇼트피닝가공이 언피닝보다 약 2배의 피로수명이 향상되고 있으나, 투사속도 70m/sec를 기점으로 투사속도를 가속할수록 피로수명향상 효과가 감소되어가고 있는 것이 관찰되었다.

이와같이 적정 투사속도 70m/sec를 기준하여 시험편 극표면부의 압축잔류응력이 100MPa 정도가 감소되므로써 피로수명향상 효과가 20% 단축되는 오버피닝현상으로 판단되었다.

Hammond등⁽⁷⁴⁾, Glinka⁽⁷⁵⁾와 Frost등⁽⁷⁶⁾은 피로균열진전과정에서도 압축잔류응력은 피로진전기구에 작용하여 피로수명이 향상된다고 보고하고 있다.

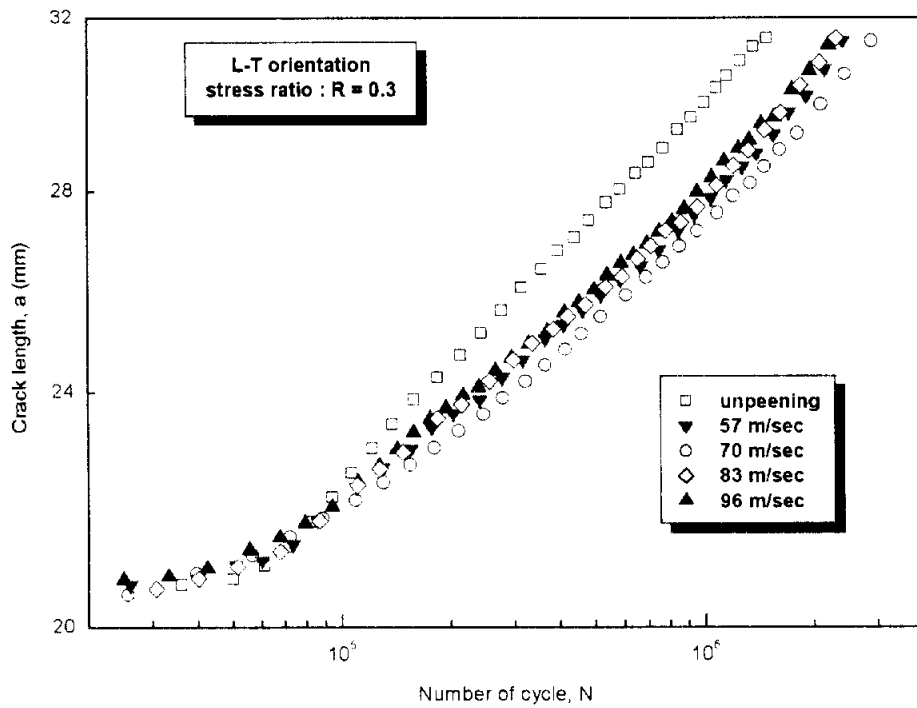
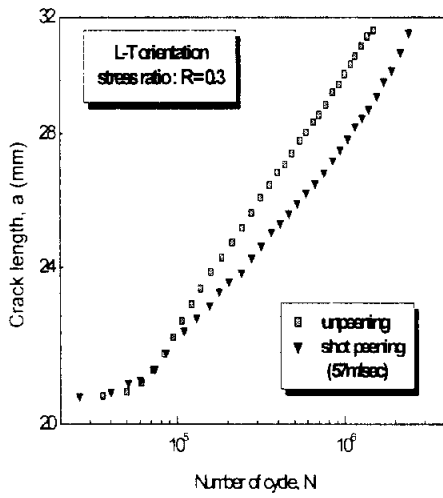
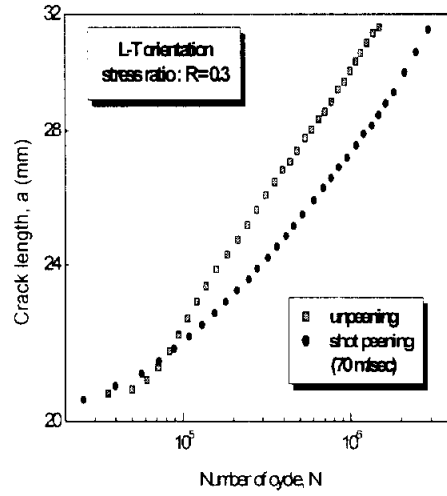


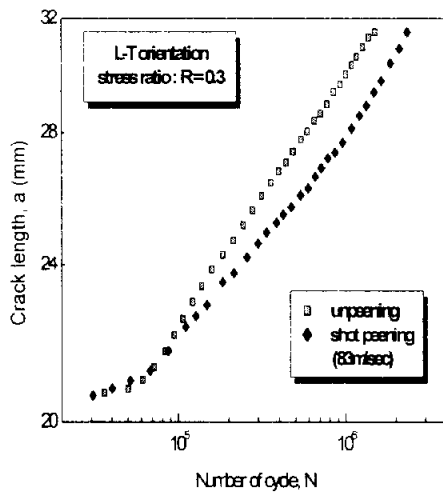
Fig. 43 Relation between crack length and number of cycle



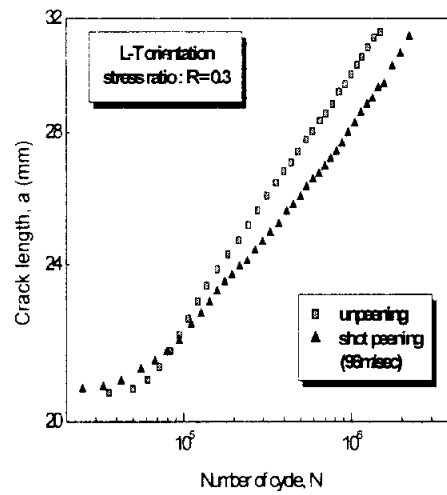
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 44 Relation between crack length and number of cycle

5.5.2 피로균열진전속도와 응력확대계수

Fig. 45와 Fig. 46은 응력비 $R=0.3$, 정현파 주파수를 10Hz로 하여 진행된 피로균열진전속도 da/dN 와 응력확대계수 ΔK 의 관계 그래프이다. 피로균열진전곡선에서 중간직선부분이 Stage II(중간속도영역)이고, 좌측수직선이 피로균열진전이 정지되는 Stage I(하한계응력확대계수범위)이 된다. 여기서 Stage II에 대한 피로균열진전식은 다음 식(34)와 같다.

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad \text{-----}(34)$$

여기서, C 는 재료상수이며, m 은 피로균열진전지수가 된다.

Table 9는 쇼트볼 투사속도별로 응력확대계수범위와 피로균열진전속도범위를 산출하였고, Fig. 47은 임의의 ΔK ($\Delta K=17MPa\sqrt{m}$, $12MPa\sqrt{m}$)에서 쇼트볼투사속도가 피로균열진전속도에 미치는 영향을 도시하였다. 응력확대계수 $\Delta K=10MPa\sqrt{m}$ 일 때 피로균열진전속도는 언피닝의 경우 $da/dN=8.938 \times 10^{-6}$ 이고 쇼트피닝의 경우는 57m/sec의 경우는 $da/dN=7.201 \times 10^{-6}$, 70m/sec는 $da/dN=4.117 \times 10^{-6}$, 83m/sec는 $da/dN=4.912 \times 10^{-6}$, 96m/sec는 $da/dN=5.499 \times 10^{-6}$ 로써 언피닝에 비하여 적정쇼트피닝(70m/sec)이 1.8배의 피로균열진전속도지연효과가 있었다.

이와같이 쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력은 피로균열진전과정에서 피로균열선단 소성역의 탄소성변형기구에 강하게 작용되어 인장·압축반복하중의 평균응력을 저하시키므로써 피로균열진전이 억제되는 것으로 관찰되었다.

그리고, 쇼트볼 투사속도가 70m/sec이상으로 가속된 96m/sec의 경우는 $da/dN=5.491 \times 10^{-6}$ 으로써 적정쇼트피닝(70m/sec)에 비하여 피로균열진전속도는 17%가 가속되었고, 피로수명은 언피닝에 비하여 1.5배만의 향상효과가 있었다.

이러한 현상은 적정투사속도의 쇼트피닝가공은 시험편의 극표면부, 압축잔류응력이 증가하여 피로균열진전속도가 지연되었지만 투사속도

70m/sec이상에서는 오버피닝에 의한 시험편 표면부에 과도한 에너지가 발생되어 극표면의 압축잔류응력이 100MPa 감소되는 현상으로 인하여 피로균열진전속도는 적정쇼트피닝에 비하여 17%가속되어 피로균열진전 속도지연효과가 감소되었다고 판단되었다.

Hammand와 Meguid⁽⁷³⁾는 쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력이 초기 균열과 진전과정의 연관성에 관한 연구에서 압축잔류응력은 초기균열진전시 압축잔류응력이 형성된 표면에서 균열이 진전되는 것을 억제해주므로 균열진전 지연효과가 있다고 보고하였다.

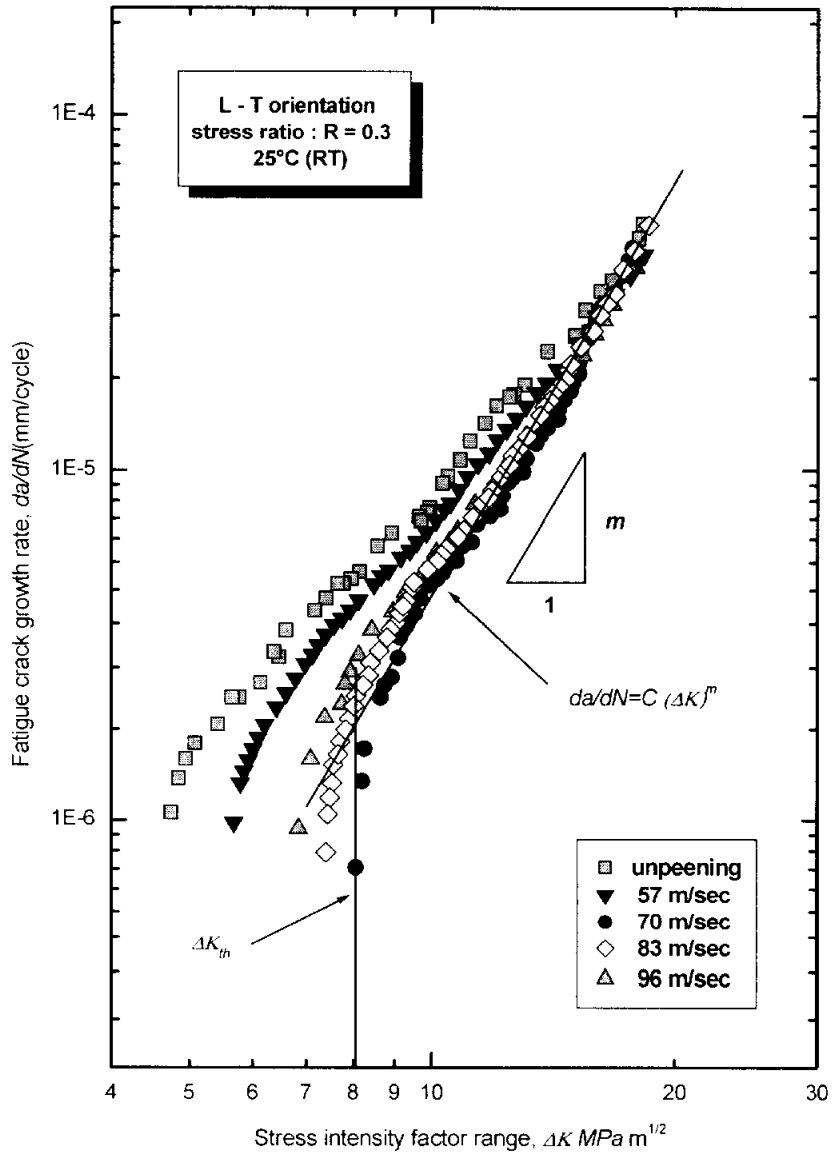
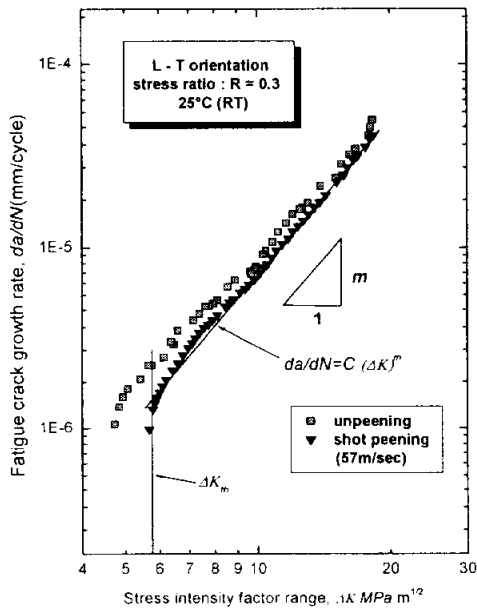
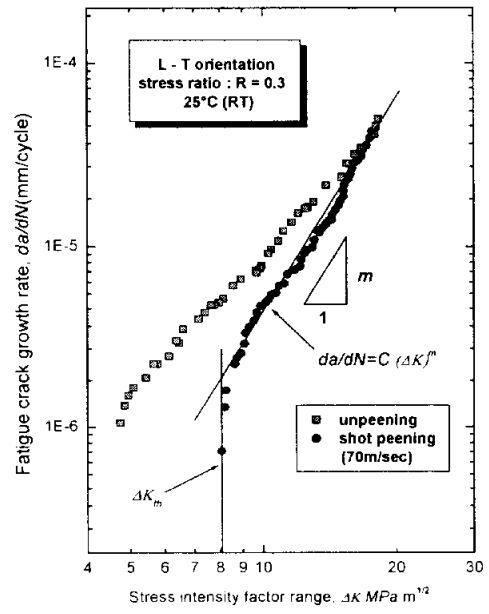


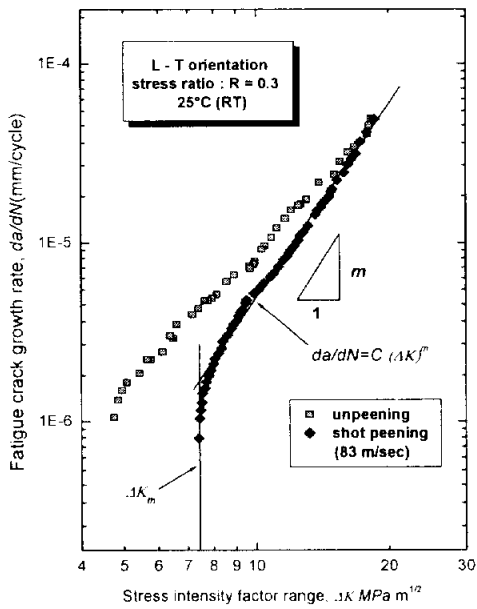
Fig. 45 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range



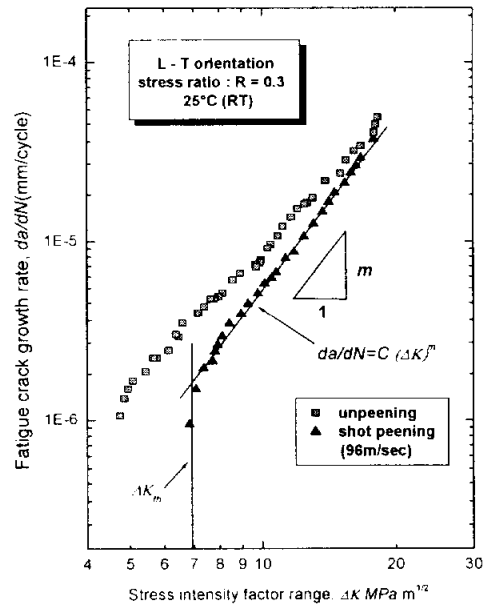
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 46 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range

Table 9. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth

	ΔK Range (MPa \sqrt{m})	da/dN Range (mm/cycle)	m	C
unpeening	7.42 $\leq \Delta K$ ≤ 17.91	4.305×10^{-6} $\leq da/dN$ $\leq 4.057 \times 10^{-5}$	2.592	2.21×10^{-8}
57m/sec	7.92 $< \Delta K$ ≤ 17.61	3.982×10^{-6} $\leq da/dN$ $\leq 3.531 \times 10^{-5}$	3.555	1.31×10^{-10}
70m/sec	8.65 $\leq \Delta K$ ≤ 17.22	3.824×10^{-6} $\leq da/dN$ $< 3.41 \times 10^{-5}$	3.772	6.83×10^{-10}
83m/sec	8.71 $< \Delta K$ ≤ 16.77	3.853×10^{-6} $\leq da/dN$ $\leq 3.12 \times 10^{-5}$	3.547	1.16×10^{-10}
96m/sec	8.75 $\leq \Delta K$ ≤ 16.43	3.89×10^{-6} $< da/dN$ $< 2.65 \times 10^{-5}$	3.351	2.01×10^{-9}

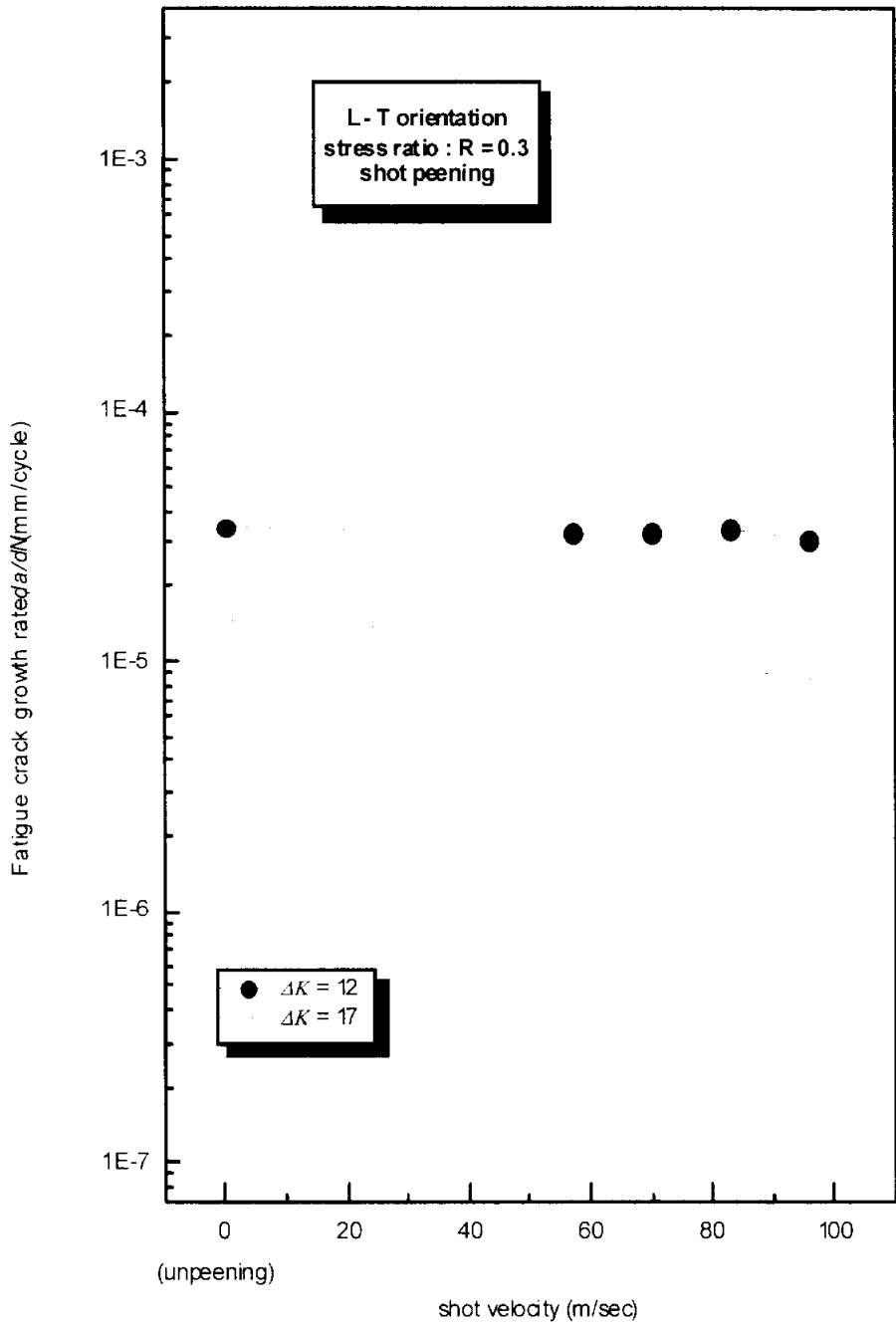


Fig. 47 Correlation between da/dN and shot velocity

5.5.3 하한계응력확대계수

Fig. 48은 언피닝과 쇼트볼 투사속도별 하한계응력확대계수와와의 관계를 도시하였다.

하한계응력확대계수 ΔK_{th} 는 언피닝에서 $4.75MPa\sqrt{m}$, 쇼트볼 투사속도 57m/sec에서 $7.41MPa\sqrt{m}$, 70m/sec에서 $8.06MPa\sqrt{m}$, 83m/sec에서 $7.81MPa\sqrt{m}$, 96m/sec에서는 $7.59MPa\sqrt{m}$ 로써 쇼트볼 투사속도가 가속될수록 증가되는 경향을 보여주고 있으나 투사속도 70m/sec를 변곡점으로하여 그 이상의 투사속도에서는 점차적인 감소현상이 관찰되었다.

이와같이 쇼트피닝가공에 의한 시험편 표면부의 압축잔류응력은 초기 균열진전뿐만 아니라 피로균열진전과정에서 균열선단 소성영역내의 소성변형에 대한 구속력은 피로균열진전이 정지될때까지도 작용되므로써, 압축잔류응력이 증가할수록 하한계응력확대계수 ΔK_{th} 가 높게 형성되었음을 판단할수 있다.

따라서 피로균열진전 Stage II에서 응력확대계수 ΔK 가 $10MPa\sqrt{m}$ 이상으로 큰구간에서는 압축잔류응력의 영향을 거의 받지 않지만, ΔK 가 낮은 $10MPa\sqrt{m}$ 이하구간은 압축잔류응력의 영향을 많이 받고 있으며, 특히, 피로균열진전이 정지되는 Stage I의 하한계응력확대계수 ΔK_{th} 는 압축잔류응력의 영향이 현저하다고 고찰되었다.

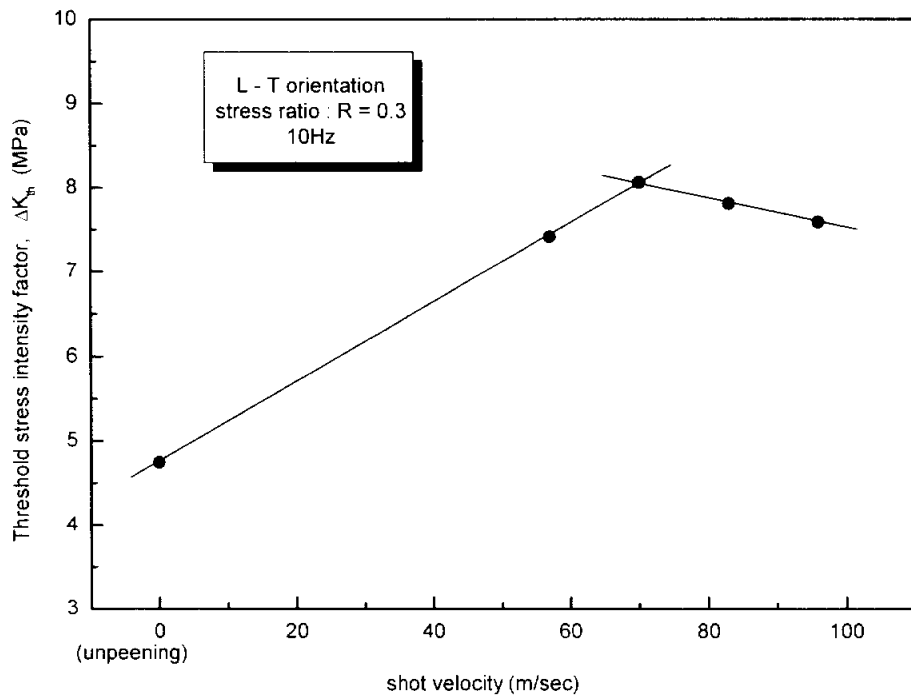


Fig. 48 Relation between threshold stress intensity factor range and shot velocity

5.5.4 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 쇼트볼투사속도 의존성

Fig. 49는 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 에서 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 의 관계그래프이고, Fig. 50, Fig. 51은 C 와 m 의 쇼트볼 투사속도 의존성을 보여주고 있다. 여기서, 재료상수 C 의 값은 투사속도 0~70m/sec범위에서 투사속도 가속에 따라 감소하였고, 투사속도 70~96m/sec에서는 투사속도의 가속에 따라 증가되었다. 피로균열진전지수 m 역시 0~70m/sec까지는 증가하고 있으나 70m/sec를 기점으로 투사속도 가속시는 감소하였다. 이 현상은 투사속도 증가에 따른 시험편 표면의 압축잔류응력이 증가되는 한편 70m/sec이상의 오버피닝에서는 극표면부의 압축잔류응력이 감소되어 발생된 현상으로 판단하였다.

따라서 Stage II를 결정하는 진전식(34)의 C 와 m 은 쇼트볼투사속도에 대한 의존성이 다음과 같이 제안되었다.

$0 < v \leq 70$ 일 때

$$C = 2.199 \times 10^{-8} \times 0.9517^v \quad \text{-----}(35)$$

$$m = 2.59206 + 0.01689v \quad \text{-----}(36)$$

$70 \leq v \leq 96$ 일 때

$$C = 3.915 \times 10^{-11} \times 0.9599^v \quad \text{-----}(37)$$

$$m = 4.90768 - 0.01627v \quad \text{-----}(38)$$

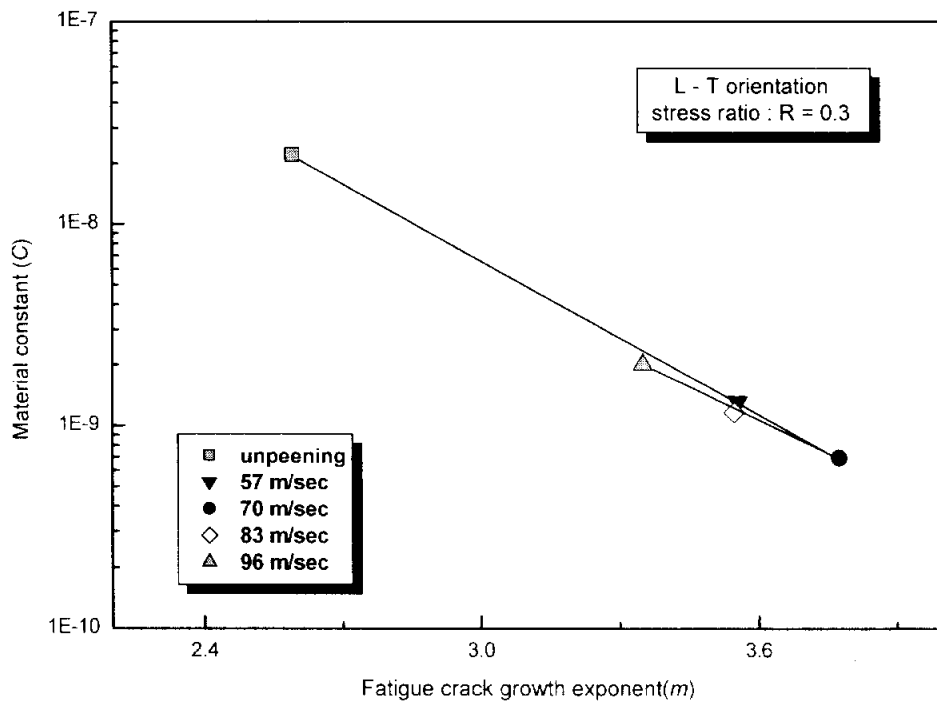


Fig. 49 Correlation between C and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$

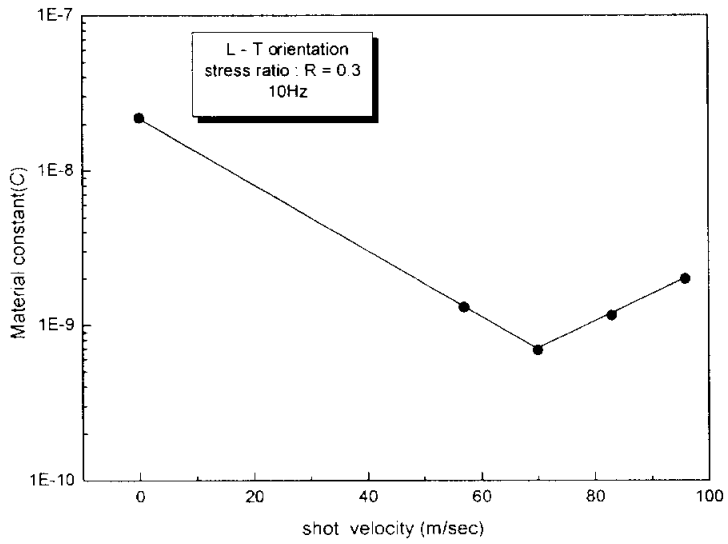


Fig. 50 Relation between dependence on shot velocity and C in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$

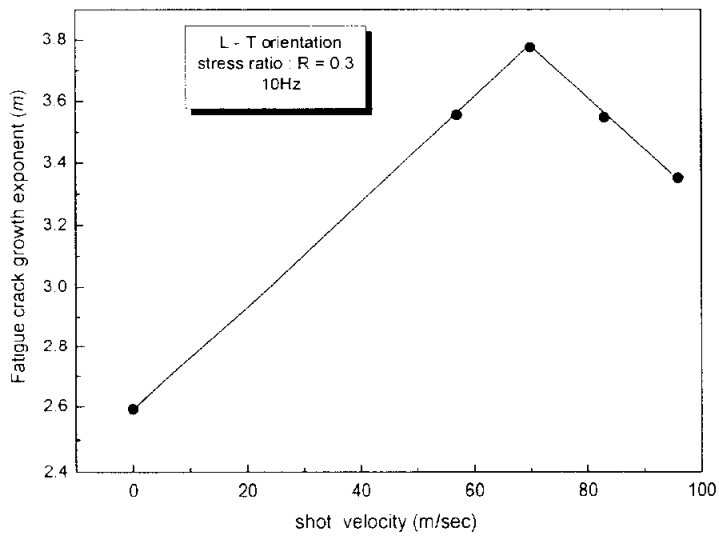


Fig. 51 Relation between dependence on shot velocity and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$

5.6 고온 피로균열진전거동

5.6.1 고온과 압축잔류응력

Fig. 52는 상온(25℃), 100℃, 150℃, 180℃에서 피로균열진전시험후 시험편의 압축잔류응력변화상태를 도시하였고, Fig. 53은 변화된 압축잔류응력의 최대값과 시험편 극표면의 압축잔류응력값을 각 시험온도별로 도시하였다.

여기서, 시험편의 압축잔류응력의 최대값은 온도가 증가할수록 감소되었고, 상온환경에서 735MPa, 100℃에서 694MPa, 150℃에서 665MPa, 180℃에서 650MPa로써 상온환경에 비하여 180℃에서 12%가 감소되었다. 특히 상온과 100℃사이에 압축잔류응력의 최대값이 급감하는 현상이 관찰되므로써 丹下와 小山등의 연구보고서와 일치하였다.

그리고, 극표면의 압축잔류응력은 상온환경에서 638MPa, 100℃에서 578MPa, 150℃에서 516MPa, 180℃에서 484MPa로써 상온환경에 비하여 180℃에서 24%가 감소되어 극표면의 압축잔류응력감소현상이 현저하였다.

이와같이 쇼트피닝에 의한 압축잔류응력은 온도의 증가에 따라 감소되며 결국 급속의 템퍼링온도에서는 완전소멸된다. 따라서 고온환경에서 사용되는 부품에 쇼트피닝가공을 하여도 효과가 급감하므로 고온환경 적용상의 한계^(77,78)라고 판단할수 있다.

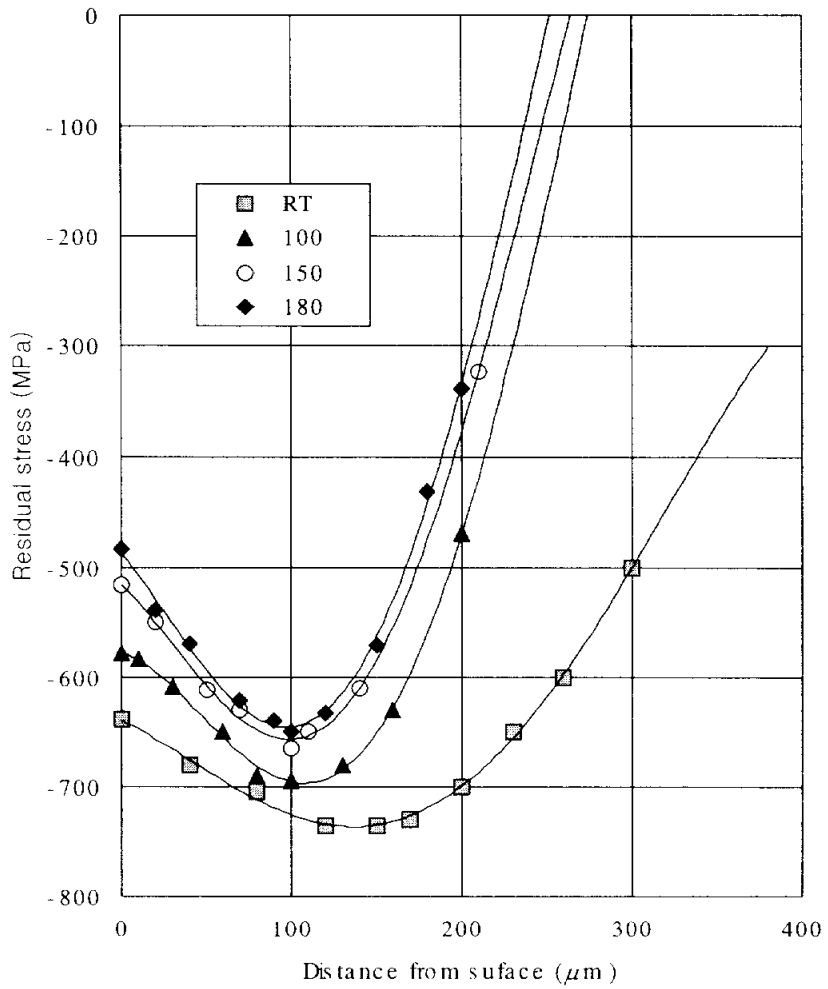


Fig. 52 Compressive residual stress distributions of specimen surface

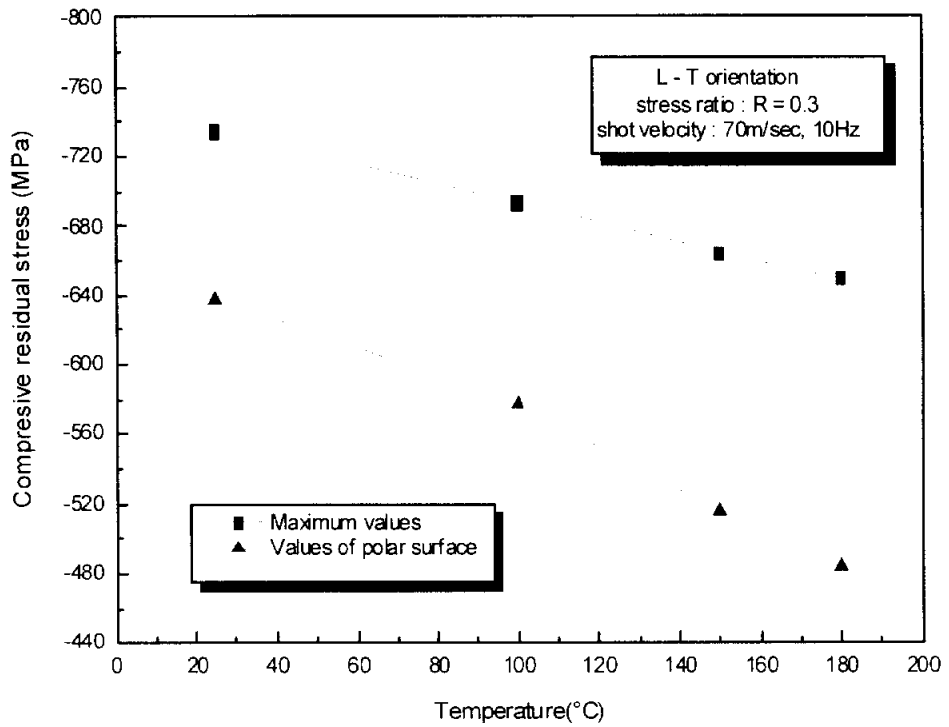


Fig. 53 Relation between compressive residual stress(MPa) and temperature (°C)

5.6.2 피로균열진전길이의 사이클

Fig. 54와 Fig. 55는 피로균열진전길이의 하중가진사이클과의 관계를 도시하였다. 시험응력비는 0.3이며 주파수는 10Hz로 하였고, 각 시험편의 쇼트블투사속도는 70m/sec로 하였다.

상온시험온도에 비하여 온도가 증가할수록 피로수명이 현저하게 감소되고 있다. 균열길이 29mm지점에서 상온환경의 경우는 $N=1,500,000$ 회, 100°C 환경에서 $N=867,000$ 회, 150°C 환경에서 $N=732,000$ 회, 180°C 환경에서는 $N=600,000$ 회로써 상온환경에 비하여 180°C 환경의 피로수명은 61% 감소되었다. 특히 상온에 비하여 100°C 환경에서 43%의 급격한 피로수명감소가 이루어졌다.

이 현상은 5.6.1에서 고찰된바와 같이 고온환경일수록 시험편에 형성된 압축잔류응력이 감소되므로써 피로수명이 감소된 것으로 판단된다.

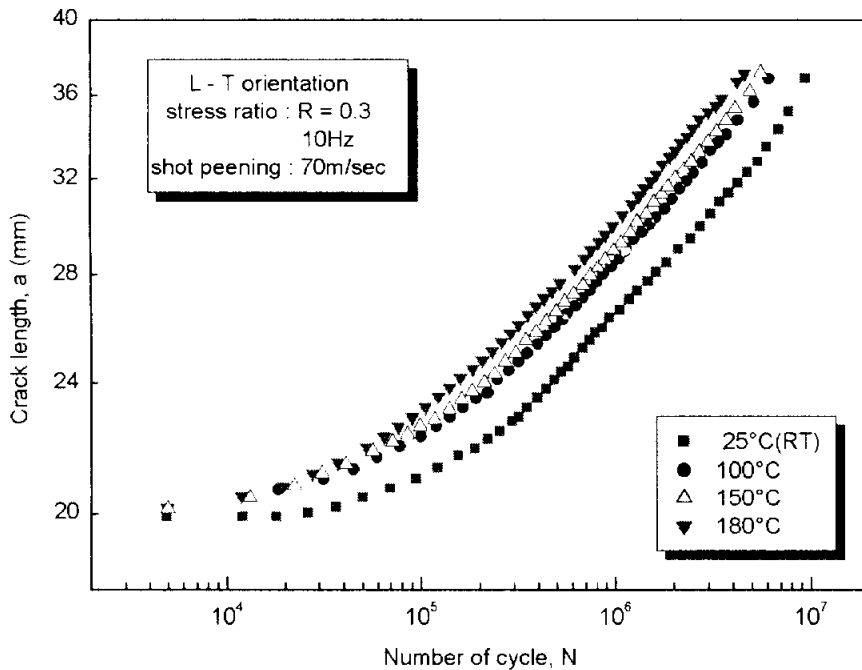
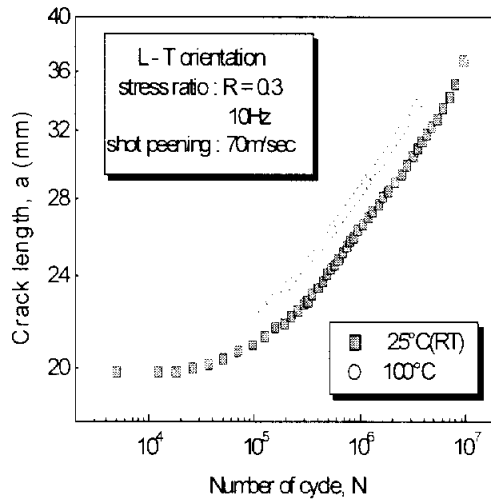
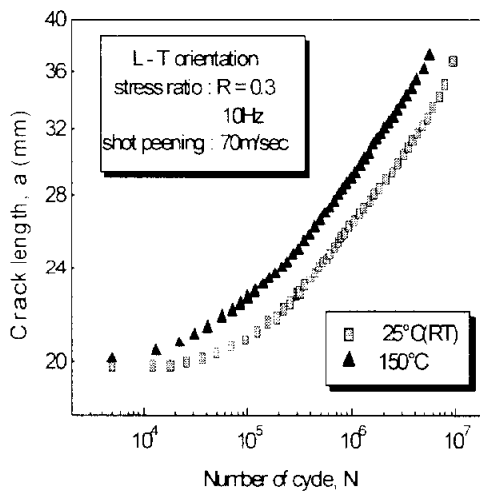


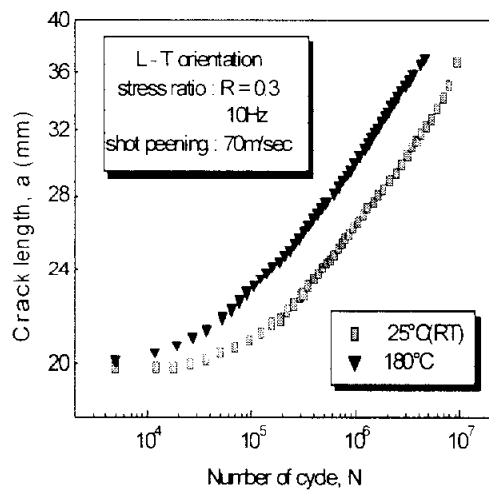
Fig. 54 Relation between crack length and number of cycle



(a)



(b)



(c)

Fig. 55 Relation between crack length and number of cycle

5.6.3 피로균열진전속도와 응력확대계수

Fig. 56과 Fig. 57은 응력비 $R=0.3$, 정현파주파수를 10Hz로 하여 각 시험온도별 피로균열진전속도 da/dN 과 응력확대계수 ΔK 의 관계그래프이다. 피로균열진전곡선에서 중간직선부분이 Stage II이고, 좌측수직선이 피로균열진전이 정지되는 Stage I영역의 하한계응력확대계수범위가 된다.

Table 10은 각온도별 응력확대계수범위와 피로균열진전속도범위를 도표화하였다. 그리고 Fig. 58은 임의의 ΔK ($\Delta K=17MPa\sqrt{m}$, $12MPa\sqrt{m}$)에서 고온환경이 피로균열진전속도에 미치는 영향을 도시하였다. 여기서 응력확대계수 $\Delta K=10MPa\sqrt{m}$ 일때 피로균열진전속도는 상온25°C에서 $da/dN=4.117 \times 10^{-6}$, 100°C에서 $da/dN=5.824 \times 10^{-6}$, 150°C에서 $da/dN=6.140 \times 10^{-6}$, 180°C에서 $da/dN=6.302 \times 10^{-6}$ 로써 상온에 비하여 180°C에서는 53%가 가속되었다. 특히 상온에 비해 100°C구간에서 41%의 급속한 가속현상이 관찰되고 있고 100°C이상 180°C구간에서는 완만한 가속현상이 관찰되었다. 이와 같은 현상은 압축잔류응력이 균열선단소성영역내의 탄소성변형기구에 압축잔류응력이 작용하여 평균응력이 감소하고, 이로 인한 피로균열진전속도가 강하게 억제되고 있으나 고온환경(180°C)에서는 압축잔류응력의 감소로 인하여 피로균열진전속도 억제효과가 현저히 감소되는 것으로 관찰되었다.

Table 10. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth

	ΔK range [$MPa\sqrt{m}$]	da/dN range [mm/cycle]
RT 25°C	$8.39 < \Delta K < 17.22$	$1.80 \times 10^{-6} < da/dN$ $< 3.55 \times 10^{-5}$
100°C	$6.26 \leq \Delta K \leq 18.12$	$1.73 \times 10^{-6} < da/dN$ $< 3.29 \times 10^{-5}$
150°C	$5.83 < \Delta K < 17.68$	$1.66 \times 10^{-6} \leq da/dN$ $< 3.04 \times 10^{-5}$
180°C	$5.37 < \Delta K < 17.59$	$1.69 \times 10^{-6} \leq da/dN$ $< 3.07 \times 10^{-5}$

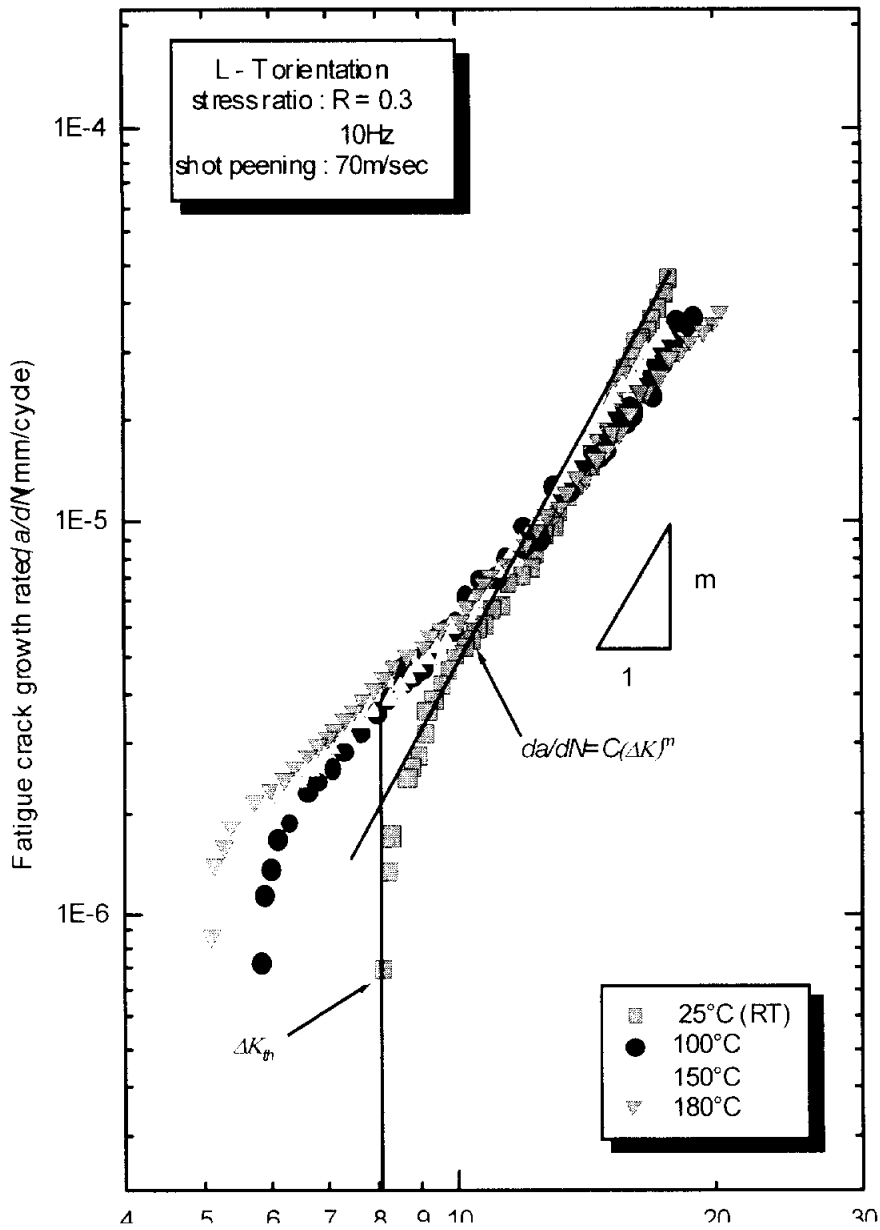
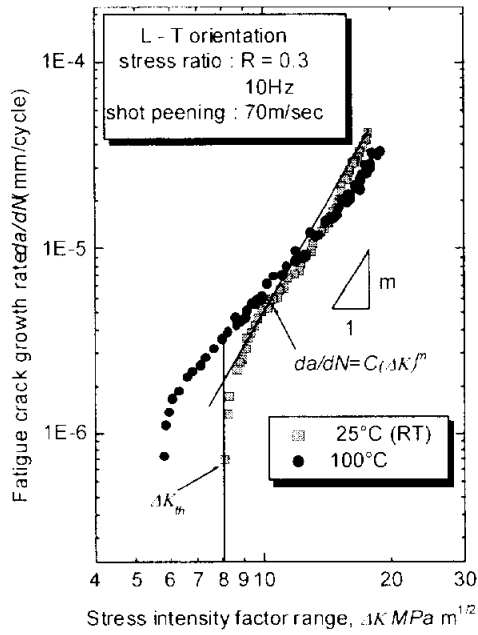
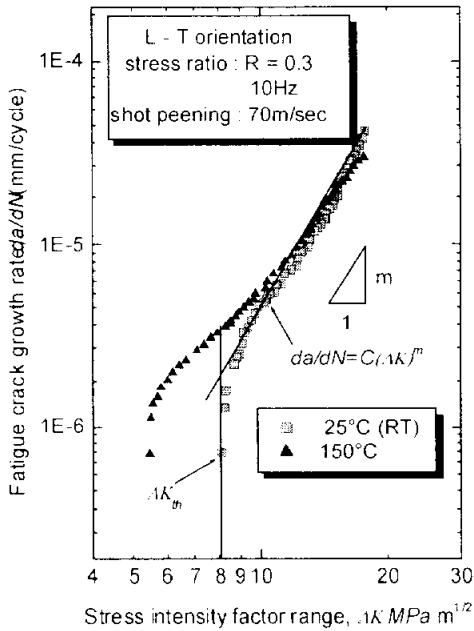


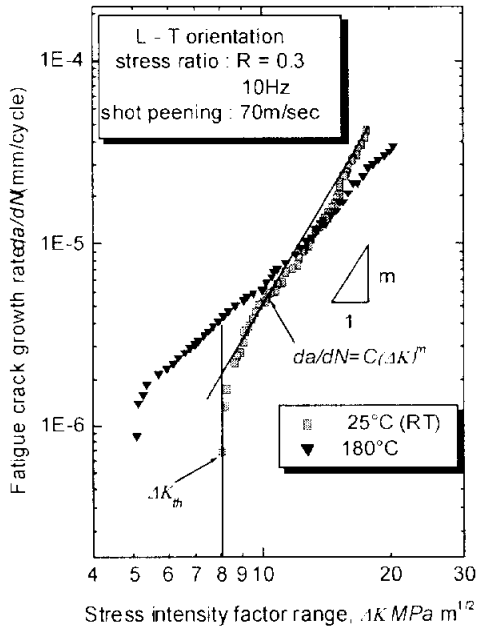
Fig. 56 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range



(a)



(b)



(c)

Fig. 57 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range

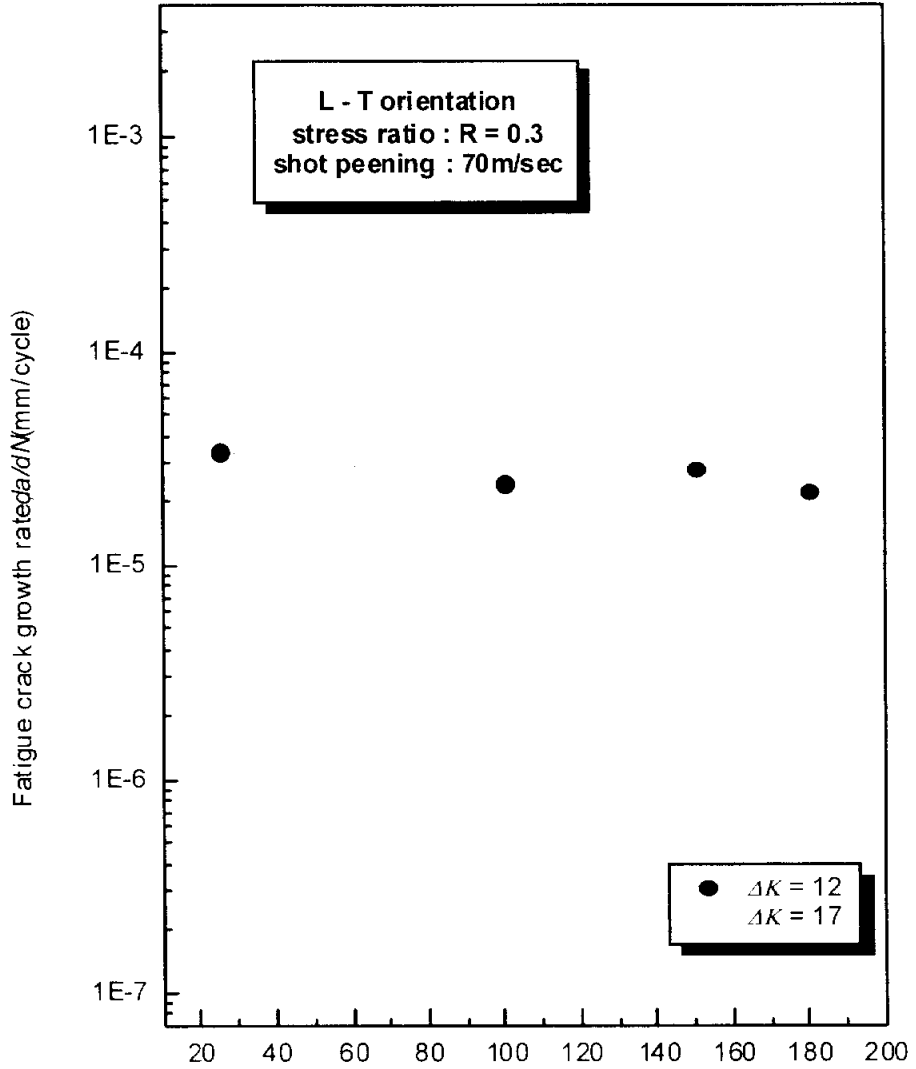


Fig. 58 Correlation between da/dN and high temperature

5.6.4 하한계응력확대계수

Fig. 59는 상온환경과 고온환경 100℃, 150℃, 180℃에서 하한계응력확대계수범위 관계를 도시하였다. 하한계응력확대계수범위는 상온(25℃)에서 $8.06MPa\sqrt{m}$, 100℃에서 $5.38MPa\sqrt{m}$, 150℃에서 $5.19MPa\sqrt{m}$, 180℃에서 $5.13MPa\sqrt{m}$ 으로써 온도가 증가할수록 감소되는 경향을 보여주고 있다.

특히 25℃와 100℃구간에서 급격한 감소현상이고 100℃, 150℃, 180℃ 구간에서는 완만한 감소경향이 관찰되었다. 이현상은 쇼트피닝가공에 의해 형성된 시험편 표면부의 압축잔류응력이 고온환경에서 받는 영향이 크다고 판단되며 특히 상온 25℃와 100℃구간에서 5.5.1에서 고찰된바와 같이 각표면부 압축잔류응력값의 급격한 감소영향이 현저하게 작용되었다고 판단된다.

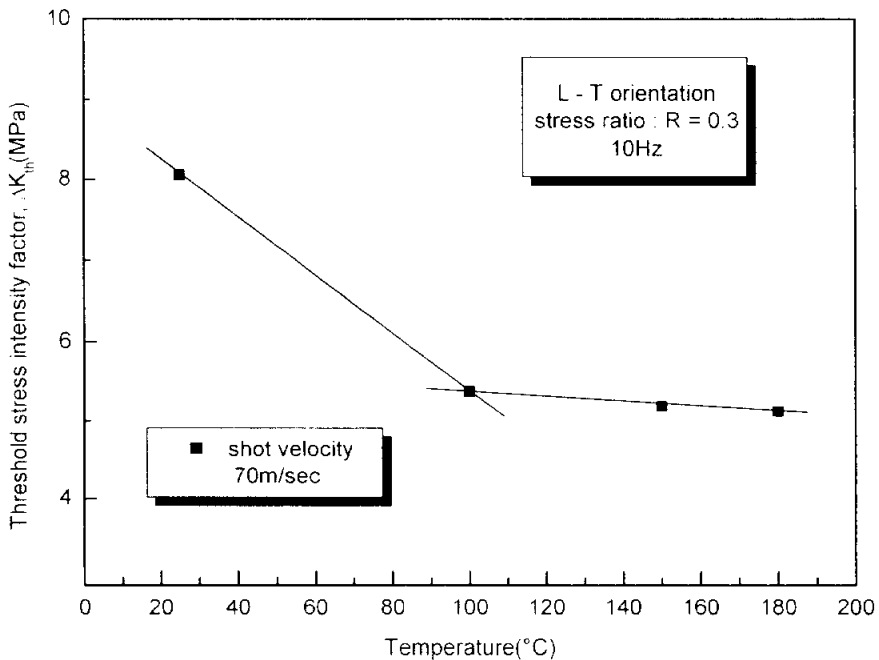


Fig. 59 Relation between threshold stress intensity factor range and temperature(°C)

5.6.5 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 고온환경의존성

Fig. 60은 피로균열진전거동에서 Stage II의 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 에 따른 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 을 온도변화에 따라 정량적으로 비교한 그래프이다.

그리고, Fig. 61는 C 의 고온환경의존성을 보여주고, Fig. 62는 m 의 고온환경의존성을 보여주고 있다. 여기서 시험온도증가에 따라 C 의 값은 증가하는 경향이고 m 의 값은 감소하는 경향이며, 특히 상온과 100°C에서 급격한 C 의 상승과 m 의 감소현상은 5.5.1에서 고찰된바와 같이 상온과 100°C사이에서 압축잔류응력의 높은 감소율로 인한 것으로 판된되었다.

따라서 피로균열진전거동의 Stage II 진전식 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 에서 C 와 m 에 대한 고온환경 의존성이 다음식과 같이 제안되었다.

25°C ≤ T ≤ 100°C 일 때

$$C = 3.664 \times 10^{-11} \times 1.062^T \quad \text{-----(39)}$$

$$m = 4.839 - 0.022 T \quad \text{-----(40)}$$

180°C ≥ T ≥ 100°C 일 때

$$C = 9.660 \times 10^{-9} \times 1.005^T \quad \text{-----(41)}$$

$$m = 2.912 - 0.003 T \quad \text{-----(42)}$$

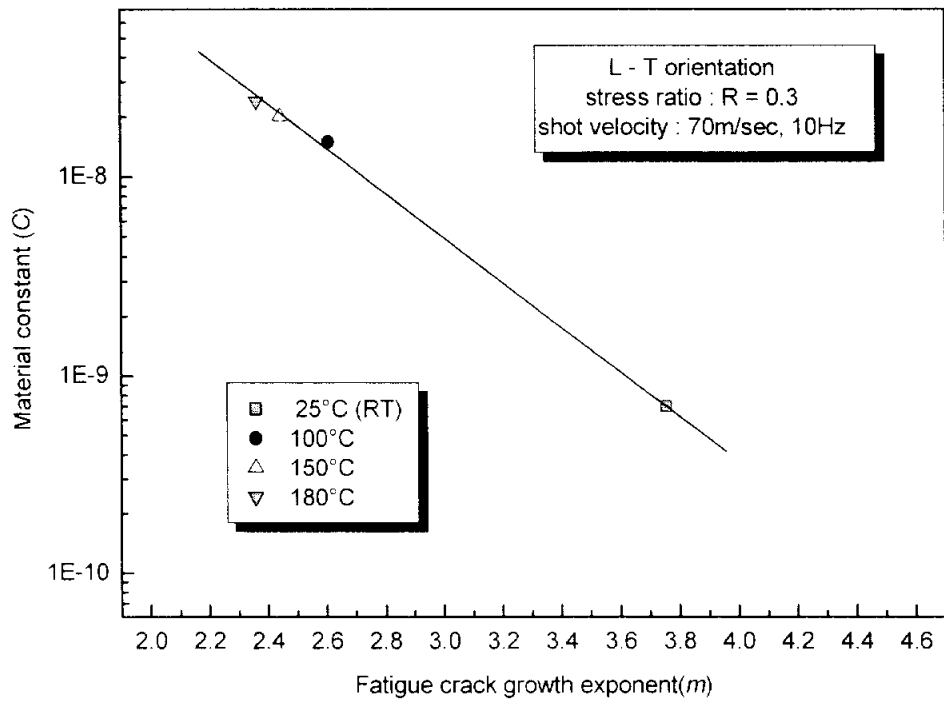


Fig. 60 Correlation between C and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$

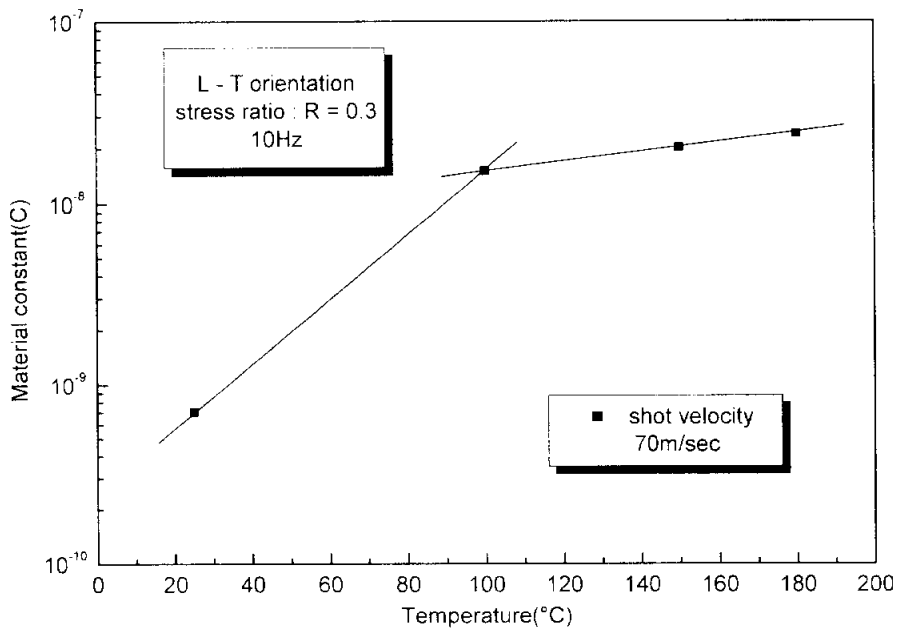


Fig. 61 Relation between material constant C and temperature(°C)

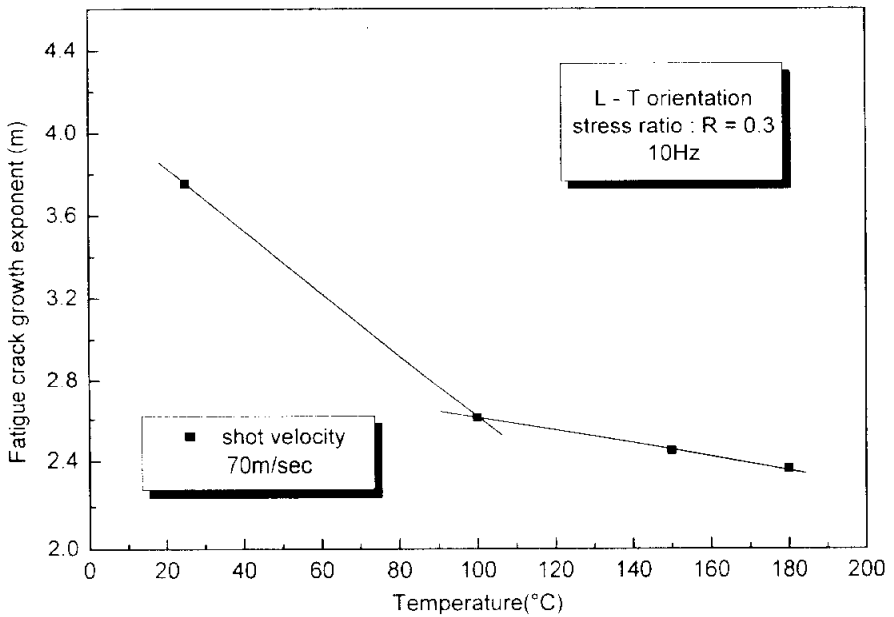


Fig. 62 Relation between fatigue crack growth exponent m and temperature(°C)

5.7 저온 피로균열진전거동

5.7.1 피로균열진전길이와 사이클

Fig. 63은 25℃ 상온환경과 -60℃, -80℃, -100℃의 저온환경에서 실험한 피로균열진전길이와 하중가진사이클과의 관계를 도시하였고, Fig. 64는 상온환경과 저온환경의 결과를 분리하여 도시하였다. 여기서 적용된 시험응력비는 $R=0.3$ 이고, 주파수는 10Hz로 하였다. 그리고, 각각의 시험편은 쇼트볼 투사속도 70m/sec로하여 동일한 압축잔류응력이 형성되도록 하였다.

저온환경 피로수명은 상온시험에 비하여 시험온도가 저하될수록 현저하게 감소되고 있다. 피로균열길이 28mm지점에서 상온환경의 경우는 $N=1,500,000$ 회, 60℃ 환경에서 $N=1,250,000$ 회, -80℃ 환경에서 $N=1,050,000$ 회, 100℃ 환경에서 $N=1,000,000$ 회로써 상온환경에 비하여 -100℃ 환경의 피로수명은 66.6%가 감소되었다. 따라서 저온일수록 재료의 탄성계수가 증가되어 초기균열저항성이 증가가되고, 따라서 피로균열진전저항이 증가되므로써 응력확대계수 ΔK 는 증가하게 된다.

이와 같이 응력확대계수의 증가는 피로균열진전속도비 da/dN 는 급속히 감소되어 피로수명이 감소되는 것으로 판단되었다.

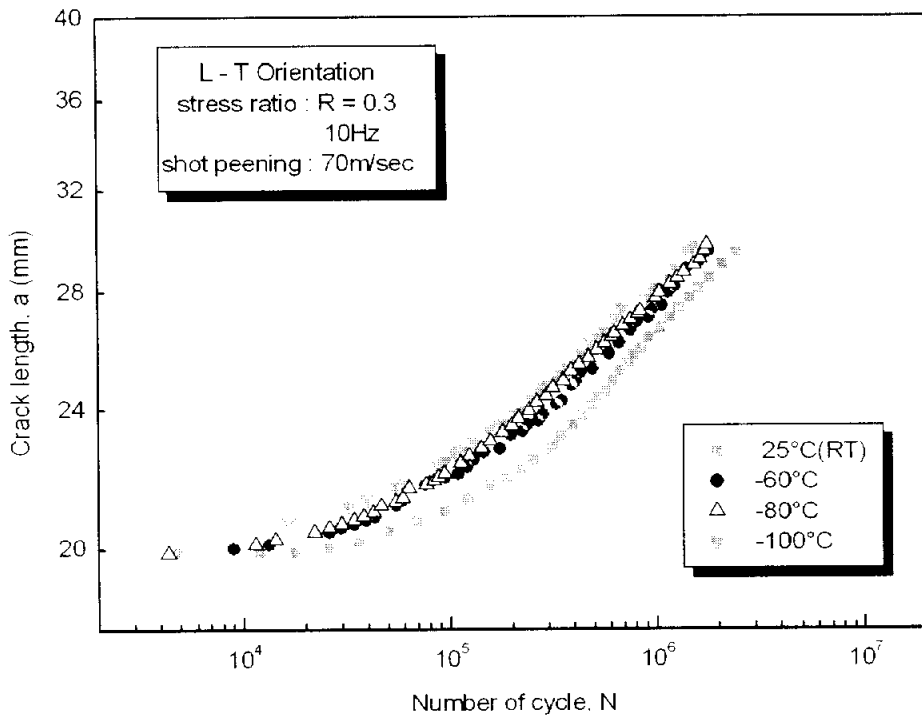
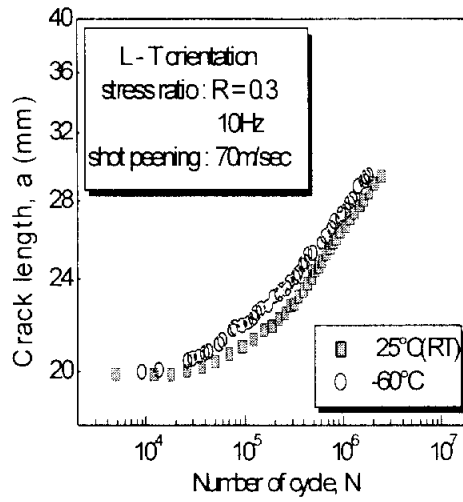
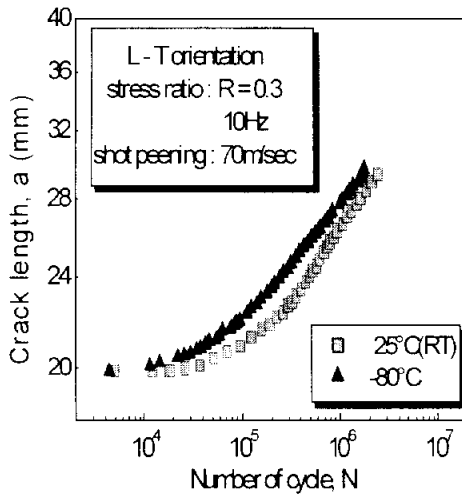


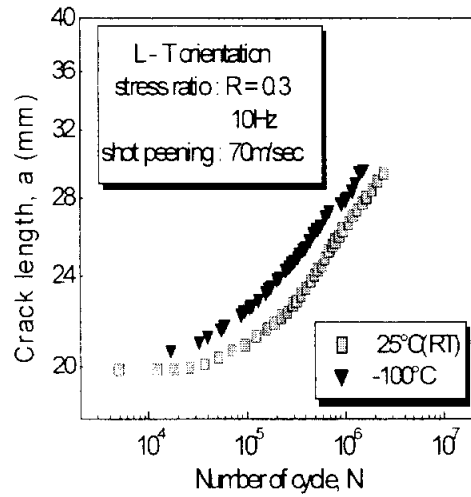
Fig. 63 Relation between crack length and number of cycle



(a)



(b)



(c)

Fig. 64 Relation between crack length and number of cycle

5.7.2 피로균열진전속도와 응력확대계수

Fig. 65와 Fig. 66은 25℃ 상온환경과 -60℃, -80℃, -100℃의 저온환경에서 실험한 피로균열진전속도비 da/dN 과 응력확대계수 ΔK 의 관계를 도시하였다. 여기서 피로균열진전곡선의 중간직선부분이 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 식을 만족하는 Stage II영역이고, 좌측 수직선이 피로균열진전이 정지되는 Stage I영역의 하한계응력확대계수범위 ΔK_{th} 가 된다. Table 11은 저온환경에서 각온도별 응력확대계수범위와 피로균열진전속도범위를 도표화하였고, Fig. 67은 임의의 ΔK ($\Delta K = 17MPa\sqrt{m}$, $12MPa\sqrt{m}$)에서 피로균열진전속도에 미치는 영향을 비교 도시하였다.

여기서 $\Delta K = 10MPa\sqrt{m}$ 일때의 피로균열진전속도 da/dN 는 25℃ 상온에서 $da/dN = 4.9 \times 10^{-6}$, -60℃ 저온에서 $da/dN = 3.237 \times 10^{-6}$, -80℃ 저온에서 $da/dN = 2.178 \times 10^{-6}$, -100℃ 저온에서는 $da/dN = 1.085 \times 10^{-6}$ 로써 상온에 비하여 온도가 하강할수록 피로균열진전속도비는 작아지는 현상이 관찰되었다.

이와 같이 da/dN 의 감소와 ΔK 의 증가현상이 온도의 저하에 따라 비례적으로 나타나고 있는 것은 온도가 저하될수록 재료의 피로균열저항성이 증가하게되어 응력확대계수 ΔK 는 증가하게 되고 이어서 피로균열진전속도 da/dN 는 급속히 가속되는 현상으로 판단되었다.

Table 11. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth

	ΔK range [$MPa\sqrt{m}$]	da/dN range [mm/cycle]
RT 25°C	$8.75 \leq \Delta K < 17.72$	$1.75 \times 10^{-6} < da/dN$ $< 2.52 \times 10^{-5}$
-60°C	$9.08 \leq \Delta K \leq 18.01$	$1.81 \times 10^{-6} < da/dN$ $< 3.38 \times 10^{-5}$
-80°C	$9.65 \leq \Delta K < 18.15$	$1.92 \times 10^{-6} < da/dN$ $< 2.78 \times 10^{-5}$
-100°C	$10.04 < \Delta K < 19.71$	$1.31 \times 10^{-6} < da/dN$ $\leq 3.45 \times 10^{-5}$

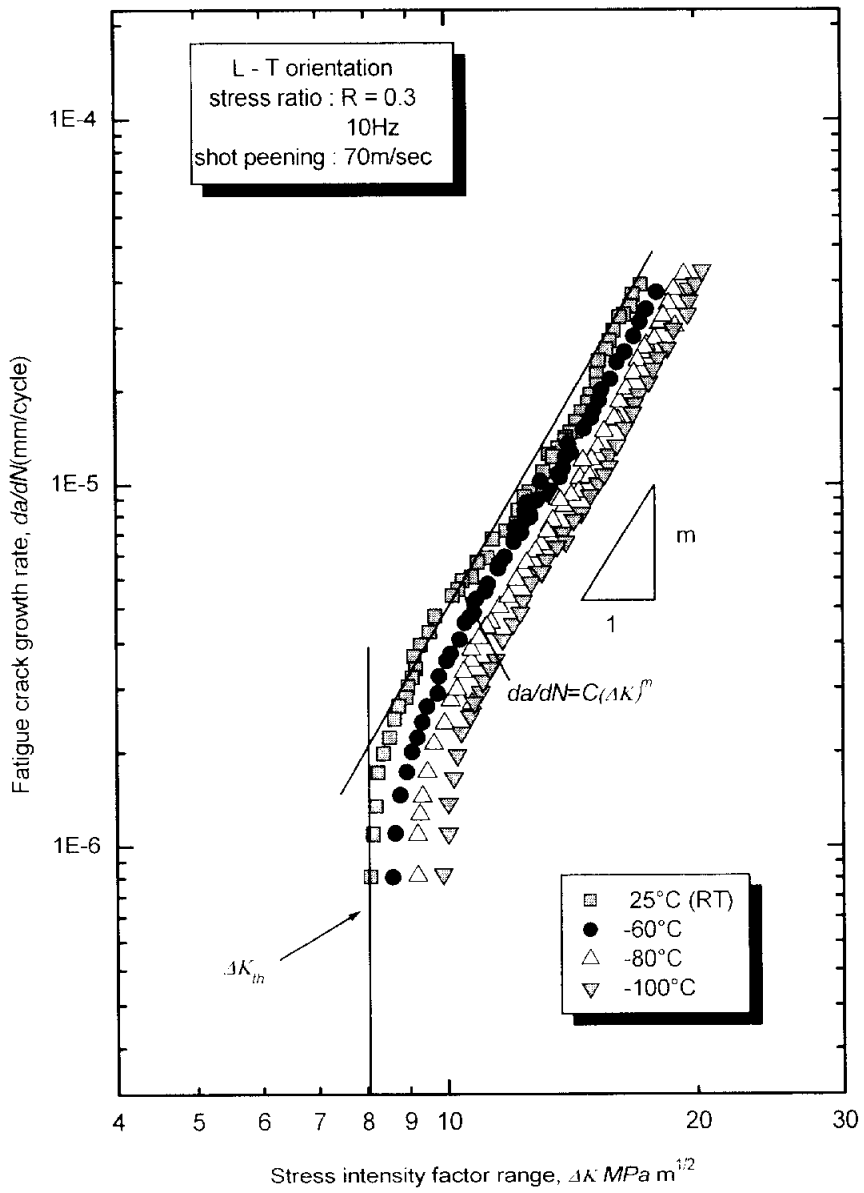
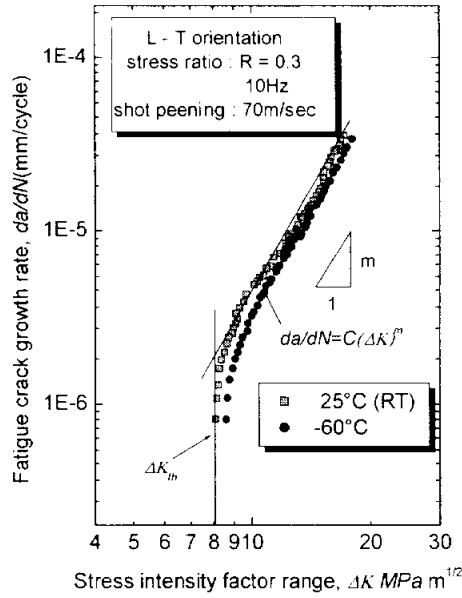
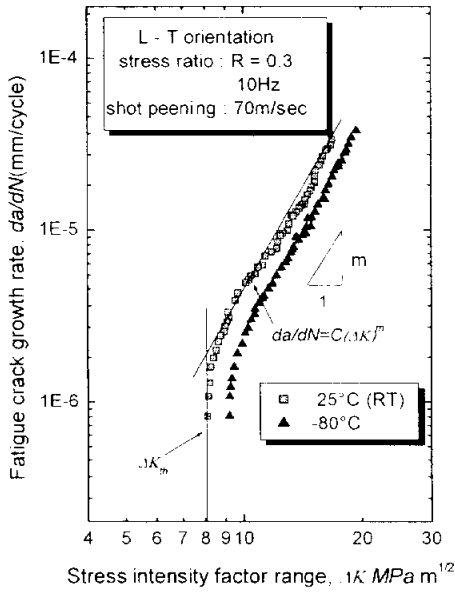


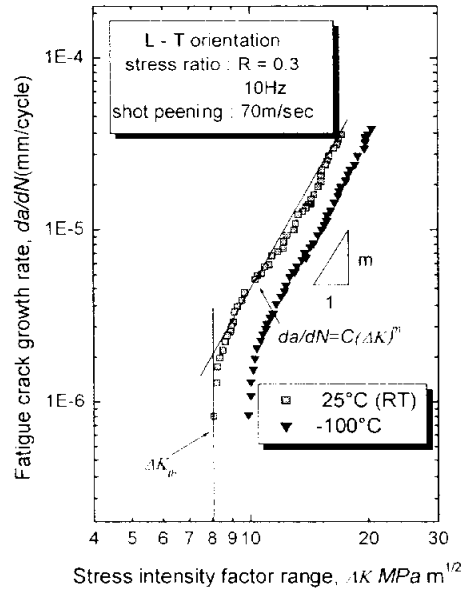
Fig. 65 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range



(a)



(b)



(c)

Fig. 66 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range

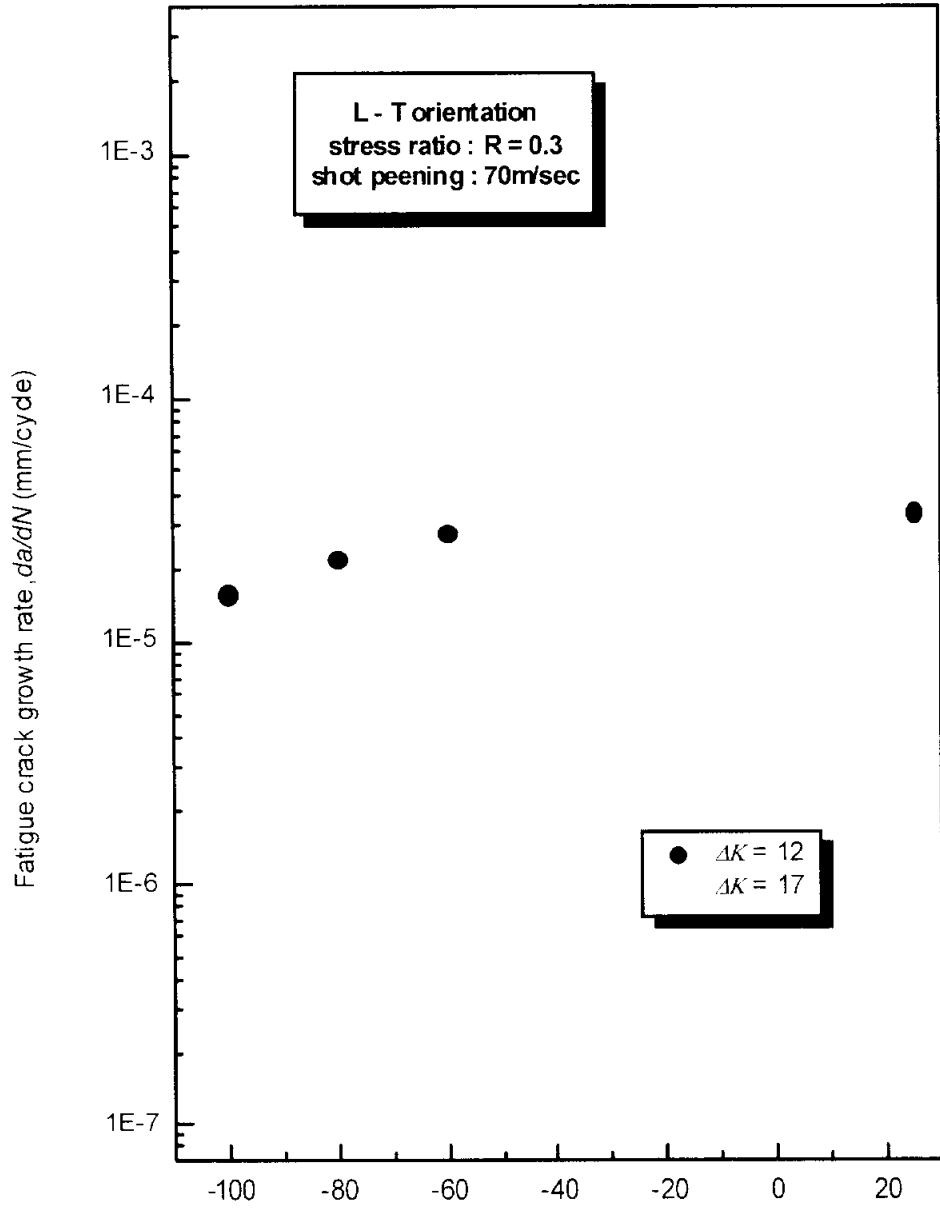


Fig. 67 Correlation between da/dN and low temperature

5.7.3 하한계응력확대계수

Fig. 68은 25℃ 상온환경과 -60℃, -80℃, -100℃의 저온환경에서 실험된 하한계응력확대계수범위를 도시하였다. 하한계응력확대계수범위는 25℃의 상온에서 $8.06MPa\sqrt{m}$, -60℃저온에서 $8.59MPa\sqrt{m}$, -80℃저온에서 $9.21MPa\sqrt{m}$, -100℃저온에서 $9.89MPa\sqrt{m}$ 으로써 온도가 저하될수록 재료특성상 탄성계수의 상승으로 인한 피로균열저항성이 크게 작용하여 그 값이 증가되는 것으로 판단되었다.

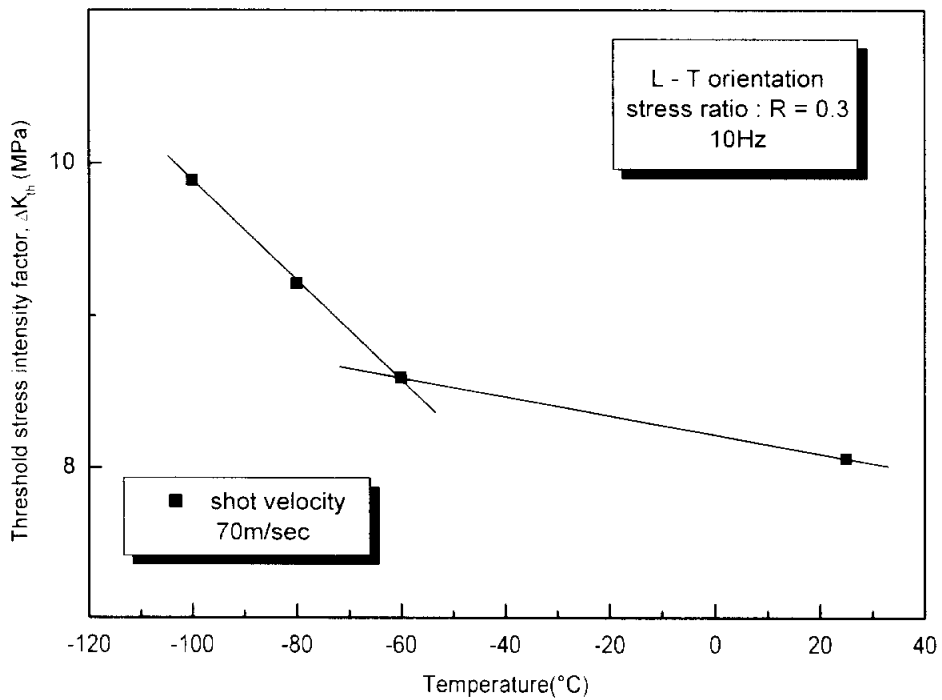


Fig. 68 Relation between threshold stress intensity factor range and temperature(°C)

5.7.4 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 저온환경의존성

Fig. 69는 피로균열진전거동에서 Stage II의 진전식 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 에 따른 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 을 저온환경(-60°C , -80°C , 100°C)실험에서 정량적으로 비교 도시하였다. 그리고 Fig. 70는 재료상수 C 의 저온환경의존성을 도시하였고, Fig. 71은 피로균열진전지수 m 의 저온환경의존성을 도시하였다. 여기서 시험온도하강에 따라 C 의 값은 감소하는 경향이고, m 의 값은 증가하는 경향을 보여주고 있다.

따라서 피로균열진전거동의 Stage II 진전식 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 에서 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 에 대한 저온환경의존성을 다음과 같이 제안하였다.

$-60^{\circ}\text{C} \leq T \leq 25^{\circ}\text{C}$ 일 때

$$C = 5.3787 \times 10^{-10} \times 1.01076^T \quad \text{-----(43)}$$

$$m = 3.8401 - 0.00345 T \quad \text{-----(44)}$$

$-120^{\circ}\text{C} \leq T \leq -60^{\circ}\text{C}$ 일 때

$$C = 2 \times 10^{-9} \times 1.0286^T \quad \text{-----(45)}$$

$$m = 3.6276 - 0.0069 T \quad \text{-----(46)}$$

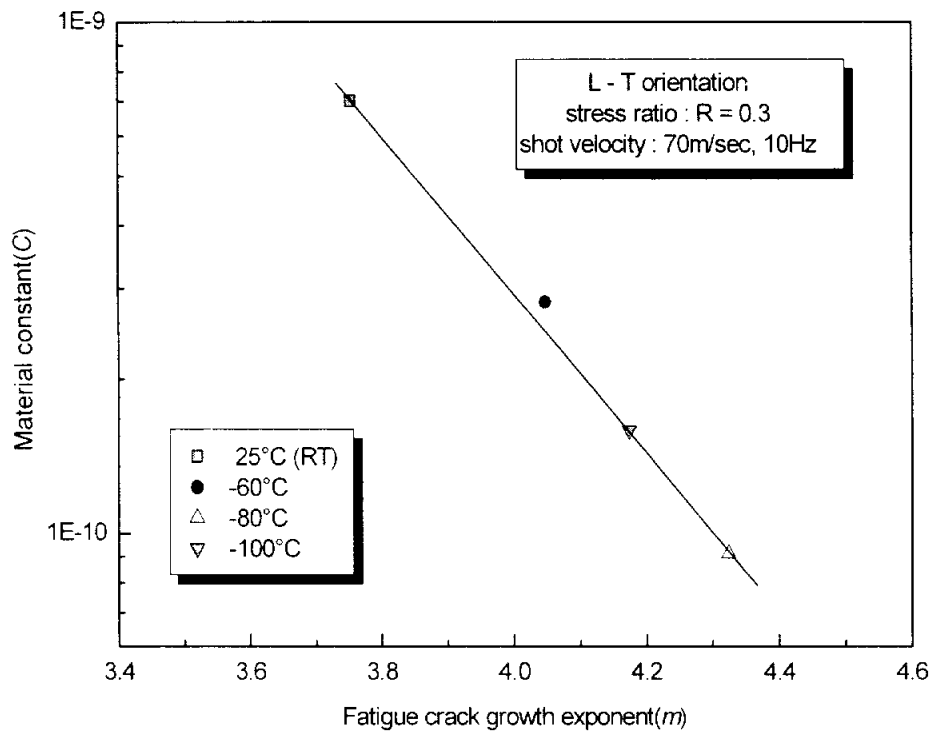


Fig. 69 Correlation between C and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$

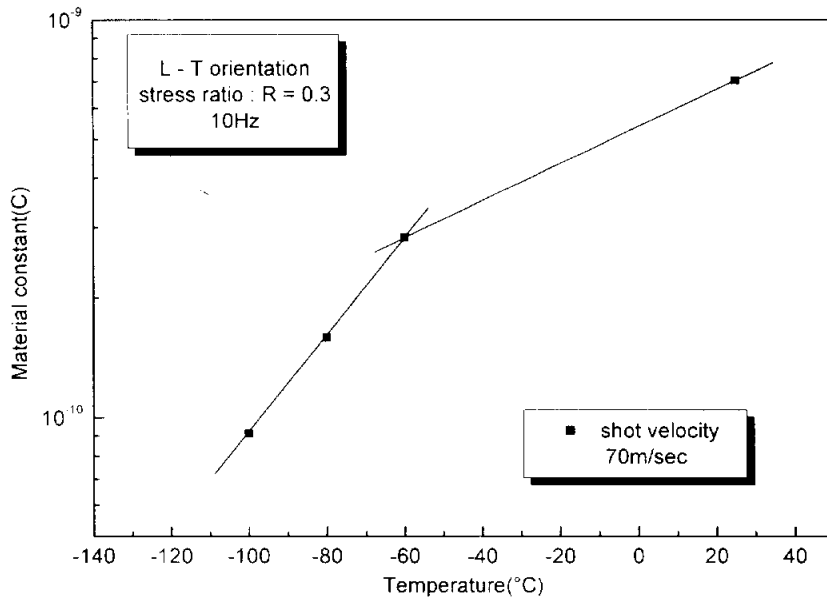


Fig. 70 Relation between material constant C and temperature(°C)

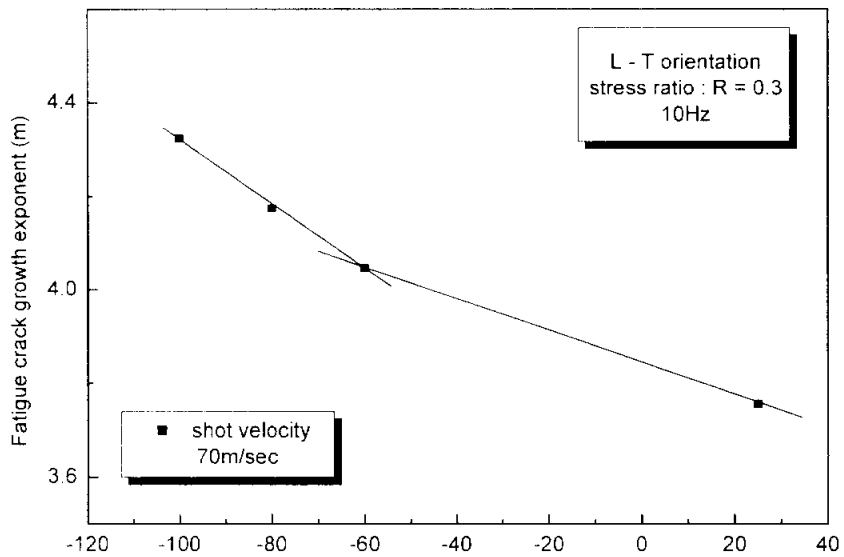


Fig. 71 Relation between fatigue crack growth exponent m and temperature(°C)

5.8 피로균열진전거동에서 응력비의 영향

5.8.1 피로균열진전길이와 사이클수

Fig. 72는 응력비별 피로균열진전길이와 하중횟수와의 관계를 도시하였다. 적용된 각 응력비는 $R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$ 으로 하였고 주파수는 정현파 10Hz를 적용하였다. 각 시험편은 쇼트볼 투사속도를 70m/sec로 하여 동일조건외 쇼트피닝가공을 실행하였다.

피로균열진전길이 28mm지점에서 하중횟수는 응력비 $R=0.1$ 일 경우 $N=1,113,410$ 회, $R=0.3$ 일 경우 $N=867,207$ 회, $R=0.6$ 일 경우에는 $N=534,144$ 회로써 응력비가 커질수록 피로수명이 감소하는 경향을 보여주고 있다.

이와같이 응력확대계수 ΔK 가 큰구간에서는 응력비의 영향을 작게 받아 응력비별 피로수명은 근사하게 유지되고 있으나, ΔK 가 작아질수록 응력비의 영향을 크게 받음으로써 응력비별 피로수명은 큰차이를 보여주고 있다.

특히 응력비가 $R=0.1$ 과 $R=0.3$ 이고 응력확대계수 ΔK 가 $\Delta K=10MPa\sqrt{m}$ 이상인 경우 응력비영향을 적게 받아 동일한 피로수명을 유지하였으며 $R=0.6$ 과 상당한 피로수명차이를 보여주고 있다. 따라서 압축잔류응력의 영향은 응력확대계수 ΔK 가 작고 $R=0.3$ 이하의 저응력비에서 크게 나타나는 것으로 판단되었다.

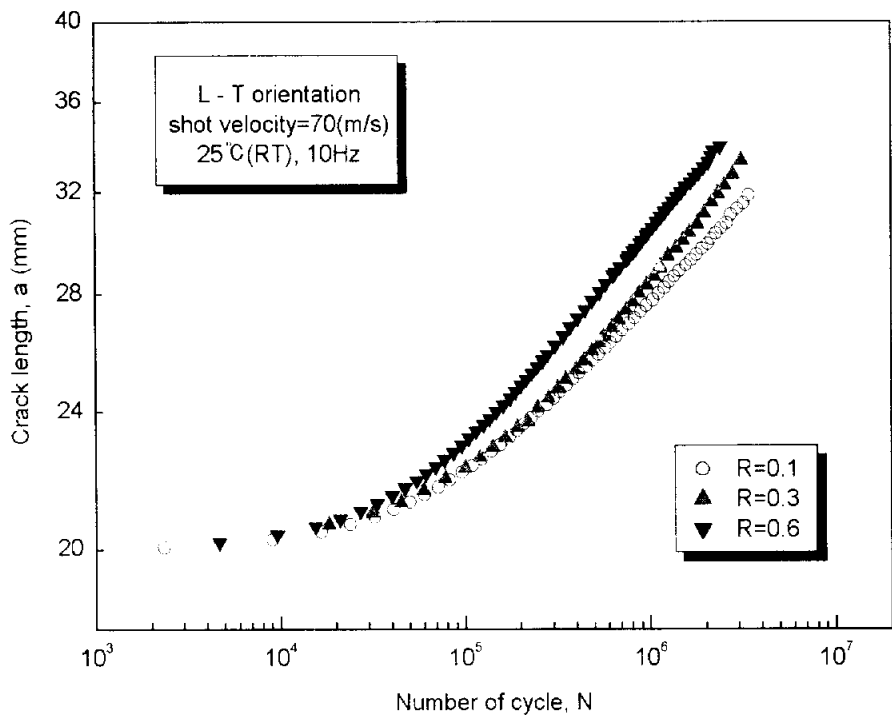


Fig. 72 Relation between crack length and number of cycle

5.8.2 응력비가 ΔK , ΔK_{th} 에 미치는 영향

피로균열진전 Stage II영역에서 피로균열전파는 탄소성변형에 의해 균열단합과 열림이 반복적으로 일어나면서 안정성장하여 피로파면 특유의 스트라이에이션을 형성하고 그 속도는 $da/dN=c(\Delta K)^m$ 을 만족시키며 시험편의 미세조직, 응력비, 환경, 두께의 영향을 거의 받지 않지만, 응력확대계수가 점점 감소함에 따라 피로균열진전속도는 진전식 $da/dN=C(\Delta K)^m$ 에서 예측하는것보다 영향을 많이 받는다. 따라서 피로균열진전속도가 아주 낮아지는 Stage I영역에서의 피로균열진전속도는 시험편의 미세조직환경, 응력비의 영향을 많이 받는다.

Fig. 73은 쇼트볼 투사속도 70m/sec로 쇼트피닝 가공한 시험편의 응력비를 $R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$ 으로 하여 진전속도와 응력확대계수관계를 도시하였고, Table 12는 응력비별 응력확대계수 ΔK 와 da/dN 범위를 산출하였다. 그리고 Fig. 74는 위의 ΔK ($\Delta K=17MPa\sqrt{m}$, $12MPa\sqrt{m}$)에서 응력비가 피로균열진전속도에 미치는 영향을 도시하였다. 피로균열진전 Stage II 영역의 ΔK 가 큰구간에서는 응력비의 영향을 받지 않고 있고, ΔK 가 작아짐에 따라 점차적인 응력비의 영향을 받고 있는 현상이 관찰되었다.

그리고, Fig. 75와 같이 Stage I 영역에서 피로균열진전속도 da/dN 는 ΔK 가 작아짐에 따라 시험편의 탄성계수와 비례관계로 인하여 감소되고 있고, 피로균열진전이 정지되는 하한계응력확대계수범위 ΔK_{th} 는 응력비가 증가함에 따라 감소되었다. 이와같이 응력비가 감소할수록 커지고 있는 현상은 상기에서 고찰된바와 같이, ΔK_{th} 는 시험편의 환경 및 응력비와 같은 인자의 영향을 많이 받는 것으로 고찰되었다.

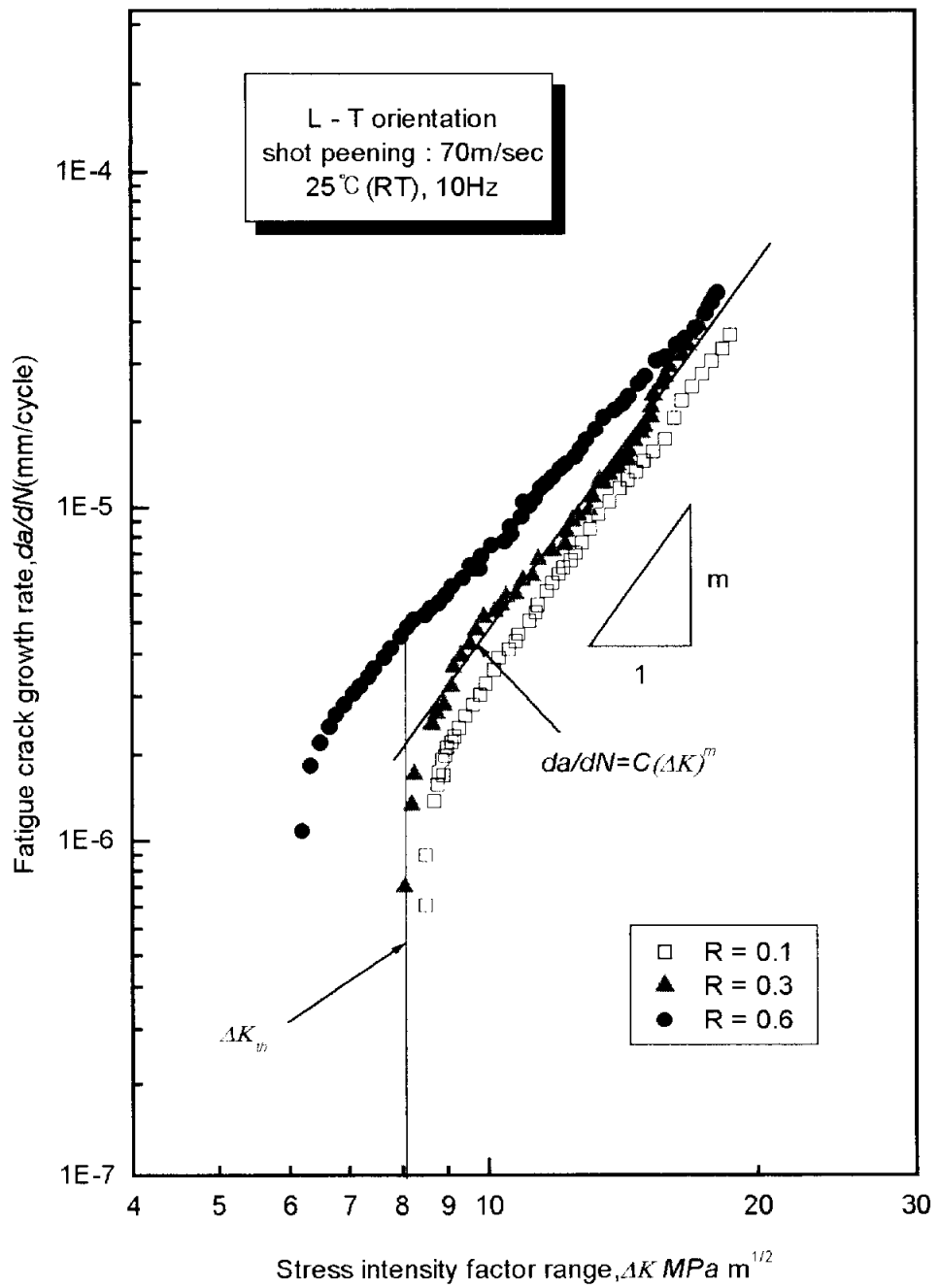


Fig. 73 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range

Table 12. Experimental constants by $da/dN = c(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth

Stress rate	ΔK range [$MPa\sqrt{m}$]	da/dN range [mm/cycle]
0.1	$8.91 < \Delta K \leq 17.39$	$1.75 \times 10^{-6} \leq da/dN \leq 2.52 \times 10^{-5}$
0.3	$8.75 \leq \Delta K \leq 17.72$	$2.43 \times 10^{-6} \leq da/dN \leq 4.23 \times 10^{-5}$
0.6	$6.91 < \Delta K \leq 17.52$	$2.57 \times 10^{-6} \leq da/dN \leq 3.83 \times 10^{-5}$

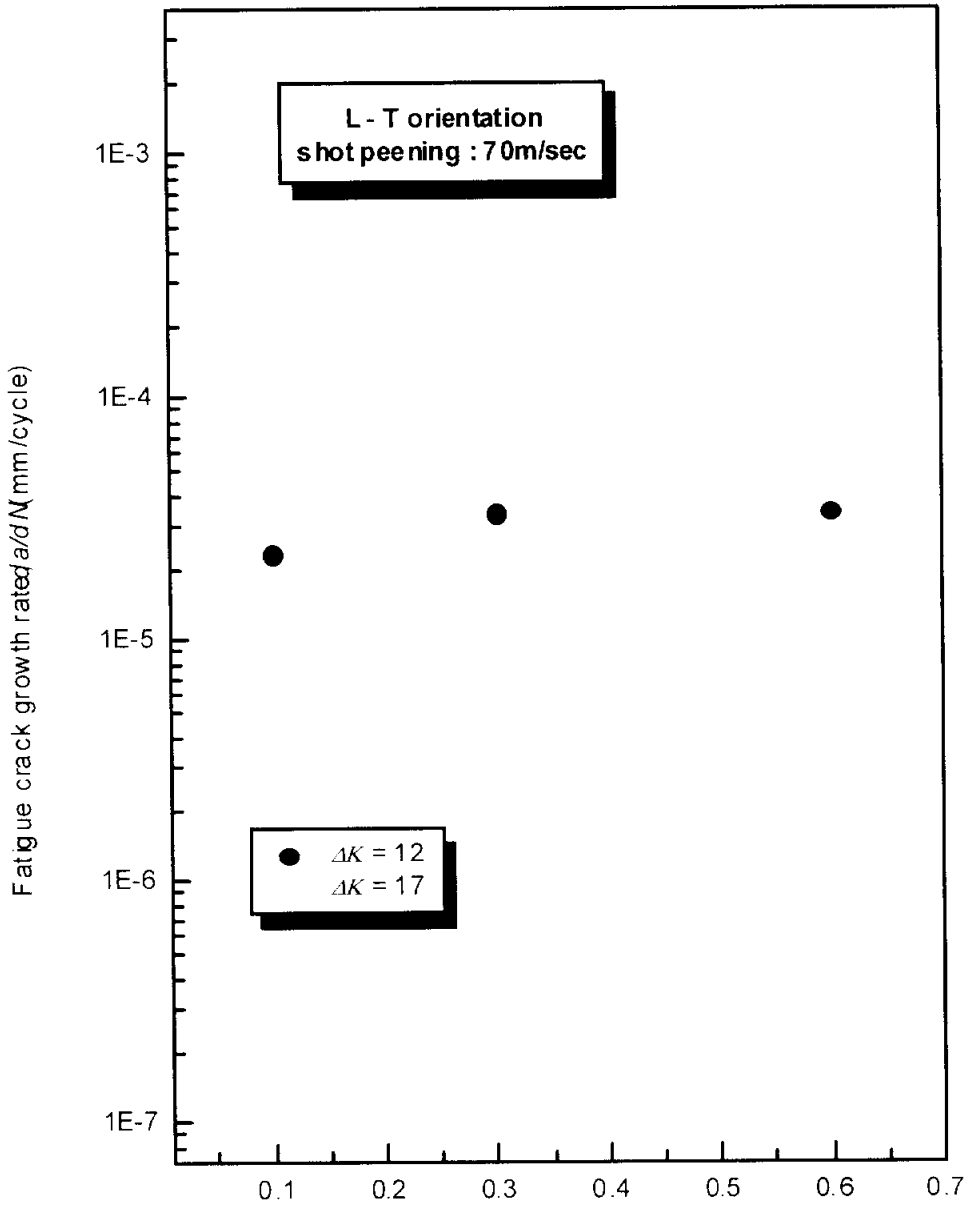


Fig. 74 Correlation between da/dN and stress rate

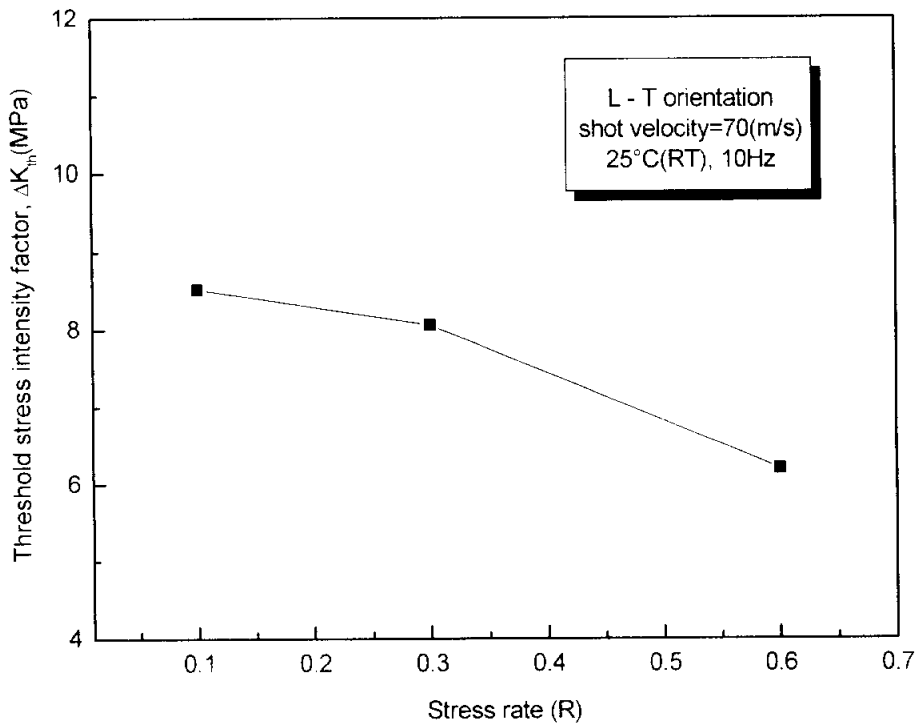


Fig. 75 Relation between threshold stress intensity factor range and stress rate R

5.8.3 응력비와 재료상수 C , 피로균열진전지수 m 관계

Fig. 76은 피로균열진전거동에서 Stage II의 진전식 $da/dN = c(\Delta K)^m$ 에 따른 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 의 관계를 응력비 $R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$ 별로 도시하였다. 여기서 응력비 증가에 따라 재료상수 C 의 값은 증가하고 균열진전지수 m 값은 감소되어 응력확대계수 ΔK 는 증가하게 된다. 따라서 피로균열진전속도 da/dN 은 가속된다고 판단할수 있으며 응력비가 큰 $R=0.6$ 에 그 현상이 현저하였다.

Fig. 77은 재료상수 C 와 응력비와의 관계를 도시하였다. 응력비 증가에 따라 C 는 근사적인 비례값으로 증가하고 있고, $R=0.1$, $R=0.3$ 인 저응력비 구간에서는 C 의 값의 변화가 미미하게 관찰되고 있다.

Fig. 78은 피로균열진전지수 m 과 응력비와의 관계를 도시하였다. m 값은 앞서 고찰한 C 의 값과는 다른 경향을 보여주고 있다. m 값은 응력비 증가에 따라 감소하고 있으나 $R=0.1 \sim 0.3$ 인 저응력비 구간에서는 완만한 감소 현상을 나타내었다. $R=0.3$ 이상의 고응력비 구간에서 급격한 감소현상을 보여주고 있다.

상기에서 고찰한바와 같이 저응력비 구간인 $R=0.1 \sim 0.3$ 에서 C 값과 m 값의 변화는 거의 없으나, $R=0.3$ 이상의 고응력비구간에서는 C 와 m 값의 변화를 현저하게 보여주고 있다.

이 현상은 쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력이 $R=0.3$ 이하의 저응력비에서는 피로균열진전거동에 영향을 주어 피로균열진전에 대한 구속력이 강하게 미치는 있지만, $R=0.3$ 이상의 고응력비에서는 압축잔류응력의 구속력이 급속히 감소되는 것으로 판단되었다.

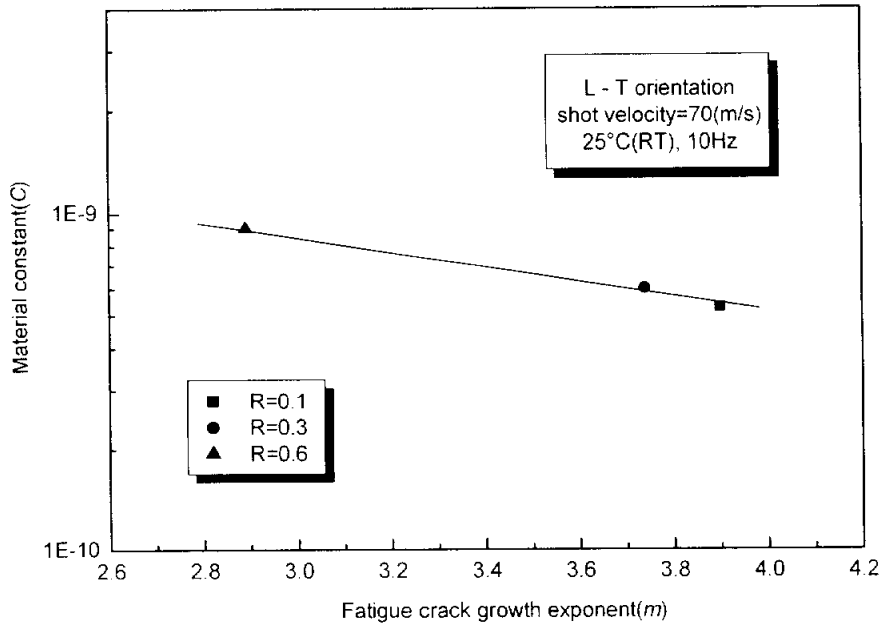


Fig. 76 Correlations between C and m in paris equation $da/dN = C(\Delta K)^m$

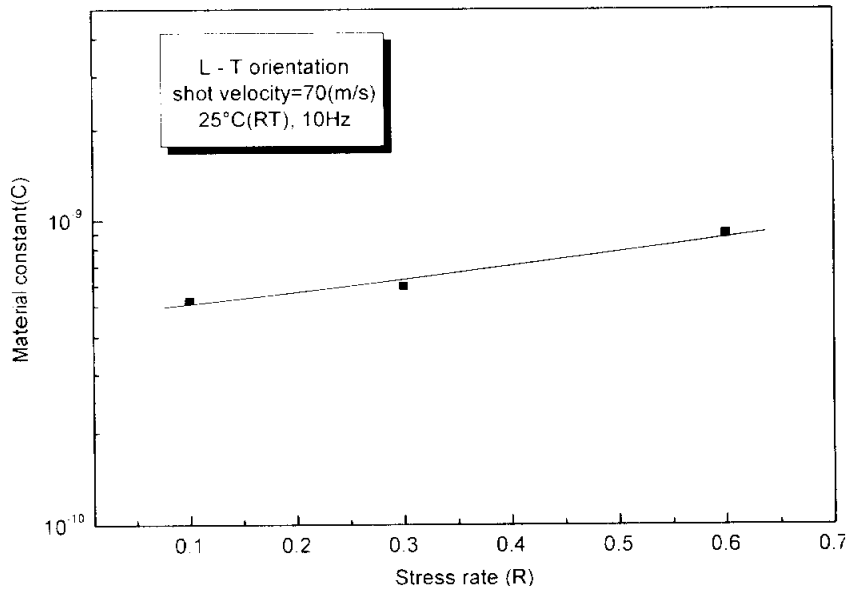


Fig. 77 Relation between material constant C and stress rate R

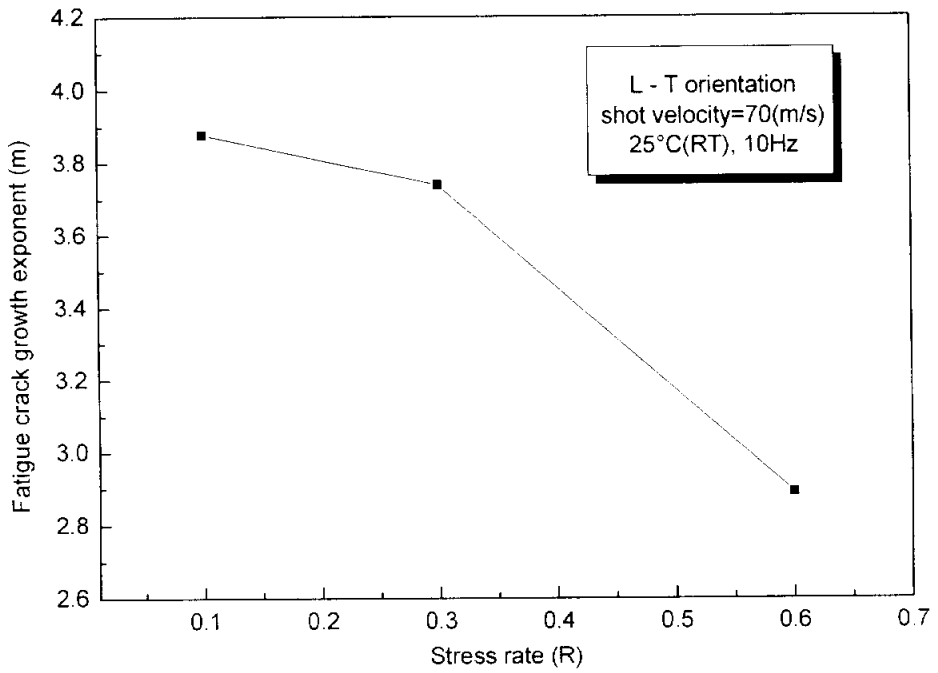


Fig. 78 Relation between fatigue crack growth exponent m and stress rate R

5.9 시험환경과 피로균열진전식 $da/dN = C(\Delta K)^m$

Fig. 79는 본연구의 각 시험환경이 피로균열진전식 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 의 C 와 m 에 미치는 영향을 종합한 그래프이다. 그래프에서 25°C 상온환경을 기준하여 고온환경은 온도가 증가할수록 재료상수 C 값이 증가하고 피로균열진전지수 m 값은 감소하였으며, 저온환경은 재료상수 C 값이 감소하고 피로균열진전지수 m 값이 증가하였다. 그리고 상온환경에서의 응력비 영향은 완만한 C 값의 큰 변화가 없었으나 m 값의 변화는 크게 나타나고 있다.

이와 같이 피로균열진전식 $da/dN = C(\Delta K)^m$ 에서 C 와 m 은 상온환경을 기준하여 고온환경과 저온환경의 피로균열진전이 정반대의 의존성을 갖고 있다는 것으로 확인되었고, C 와 m 에 대한 각 환경의 의존성은 다음과 같이 제안되었다.

고온환경에서 C 와 m 의 관계

$$\begin{aligned} \log C &= -4.79706 + (-1.3930 m) \\ C &= 1.5957 \times 10^{-5} \times 0.065911^m \end{aligned} \quad \text{----- (47)}$$

저온환경에서 C 와 m 의 관계

$$\begin{aligned} \log C &= -3.98159 + (-1.3930 m) \\ C &= 1.0433 \times 10^{-4} \times 0.040458^m \end{aligned} \quad \text{----- (48)}$$

상온환경의 변환응력비에서 C 와 m 의 관계

$$\begin{aligned} \log C &= -8.40145 + (-0.22231 m) \\ C &= 4 \times 10^{-9} \times 5.993631^m \end{aligned} \quad \text{----- (49)}$$

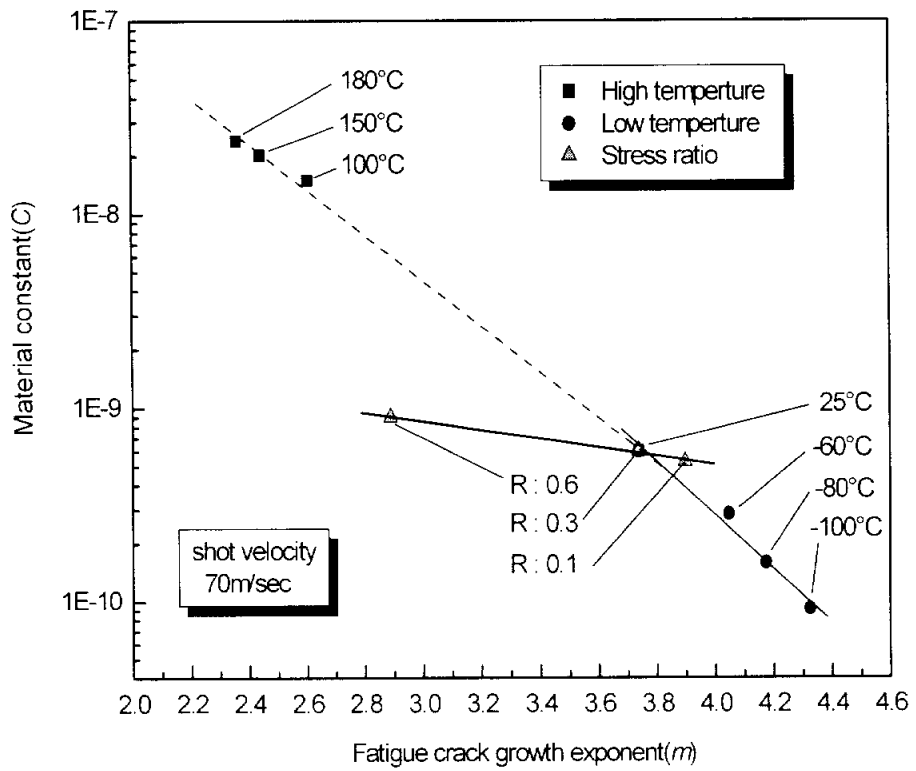


Fig. 79 Correlation between C , m in condition of low, high temperature and stress rate R

제 6 장 언피닝과 쇼트피닝의

피로균열진전거동결과 및 고찰

6.1 고온에서 쇼트피닝과 언피닝의 피로균열진전거동

Fig. 80은 쇼트피닝가공을 하지 않은 언피닝시편을 응력비 $R=0.3$, 주파수는 10Hz로 하여 상온 25°C 환경과 고온환경(100°C , 150°C , 180°C)에서 실험하여 균열길이 a 와 하중반복사이클 N 과의 관계를 제5장에서 고찰된 쇼트피닝시편의 결과와 비교 도시하였다. 여기에서 온도증가에 따라 언피닝시편의 경우는 비례적인 피로수명 감소현상을 보여주고 있고, 쇼트피닝시편의 경우는 상온과 100°C 사이에서 급격한 피로수명감소현상과 100°C 이상의 온도증가에서는 비교적 완만한 비례현상의 피로수명감소를 보여주고 있다. 이러한 현상을 균열길이 $a=28\text{mm}$ 지점을 기준하여 수치적으로 분석해보면, 언피닝시편의 반복사이클수는 상온 25°C 에서 $N=759,000$ 회, 100°C 에서 $N=622,000$ 회, 150°C 에서 $N=450,000$ 회, 180°C 에서 $N=389,000$ 회이고, 쇼트피닝시편의 경우는 상온 25°C 에서 $N=1,500,000$ 회, 100°C 에서 $N=867,000$ 회, 150°C 에서 $N=732,000$ 회, 180°C 에서 $N=600,000$ 회로 분석되었다. 이와같이 쇼트피닝시편의 피로수명이 언피닝시편에 비하여 상온 25°C 에서 98%, 100°C 에서 39%, 150°C 에서 63%, 180°C 에서 54%가 증가되었다.

이와같이 온도가 증가하여도 쇼트피닝가공시편은 압축잔류응력의 영향을 받아 언피닝에 비하여 고사이클 반복하중에 의한 피로균열진전과정에서 현저한 피로수명증가현상을 보여주고 있다. 그리고 Fig. 81은 피로균열진전속도 da/dN 와 응력확대계수 ΔK 의 관계를 도시하였고 Fig. 82는 각 온도별로 비교 도시하였다. 그림에서 피로균열진전속도를 수치적으로 비교해보면, 응력확대계수 $\Delta K=10\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 일 때 언피닝시편의 경우 상온 25°C 에서 $da/dN=8.54 \times 10^{-6}$, 100°C 에서 $da/dN=8.27 \times 10^{-6}$, 150°C

에서 $da/dN = 9.01 \times 10^{-6}$, 180°C에서 $da/dN = 1.01 \times 10^{-5}$ 이고, 쇼트피닝시편의 경우는 상온25°C에서 $da/dN = 4.117 \times 10^{-6}$, 100°C에서 $da/dN = 5.824 \times 10^{-6}$, 150°C에서 $da/dN = 6.140 \times 10^{-6}$, 180°C에서 $da/dN = 6.302 \times 10^{-6}$ 로써 언피닝시편에 비하여 쇼트피닝시편의 피로균열진전속도비는 상온25°C에서 52%, 100°C에서 30%, 150°C에서 32%, 180°C에서 38%가 감소되고 있으나, 상온에서의 높은 피로균열진전속도비 감소현상에 비하여 동일조건인 온도가 증가구간에서는 피로균열진전속도비가 완만한 감소현상을 보여주고 있다. 특히 상온25°C와 100°C사이에서 급속한 피로균열진전속도비의 감소현상이 관찰되고, 이러한 현상은 온도가 증가할수록 쇼트피닝시편에 형성된 압축잔류응력이 점차 소멸되는 현상이며, 특히 상온과 100°C사이에서 급속히 소멸되는 현상은 제5장에서 고찰한 바와 같다. 이와같이 쇼트피닝가공에 의하여 형성된 압축잔류응력은 고온환경에서 일부가 소멸되지만 피로균열진전과정에서 피로균열선단 소성역의 탄소성변형기구에 작용하여 인장, 압축반복하중의 평균응력을 적하시켜줌으로써 피로균열진전속도비가 감소되는 것으로 고찰되었다.

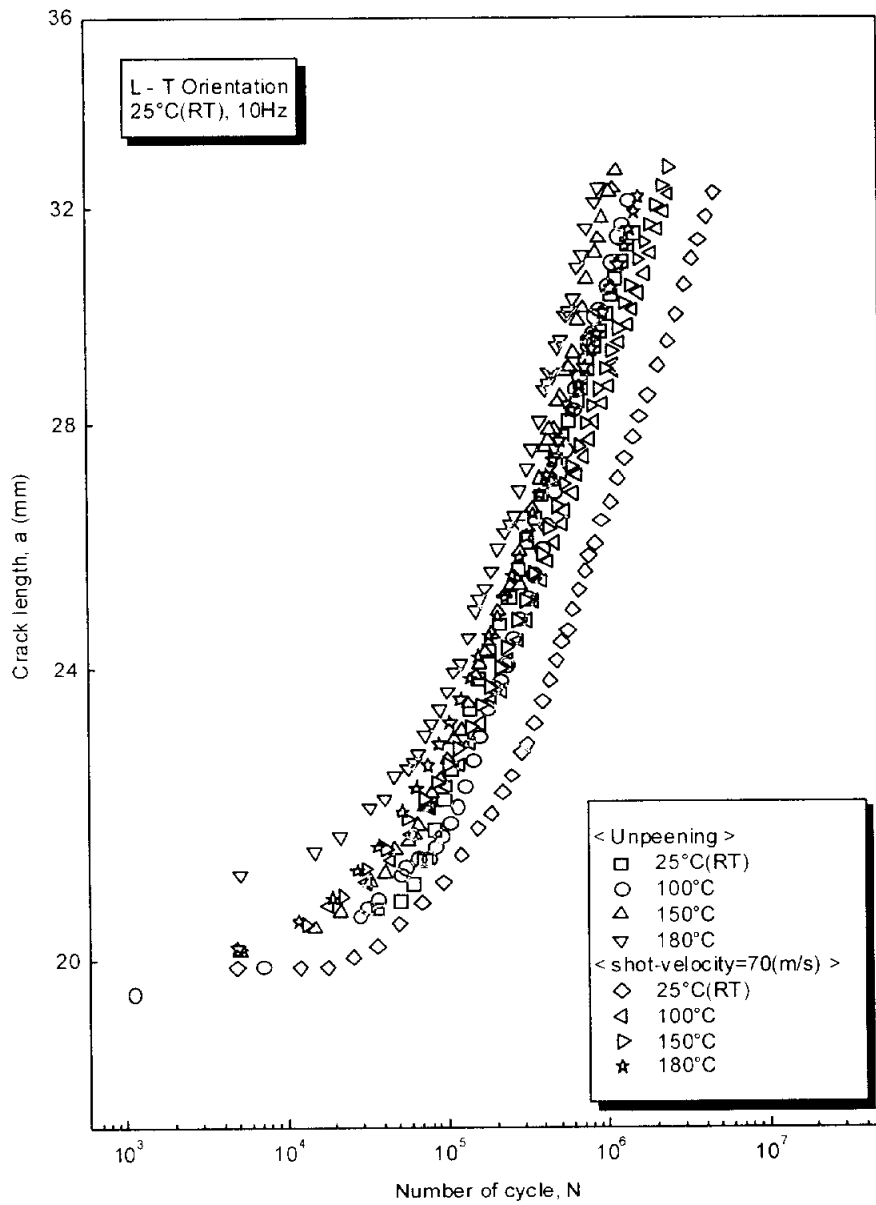


Fig. 80 Relation between crack length and number of cycle

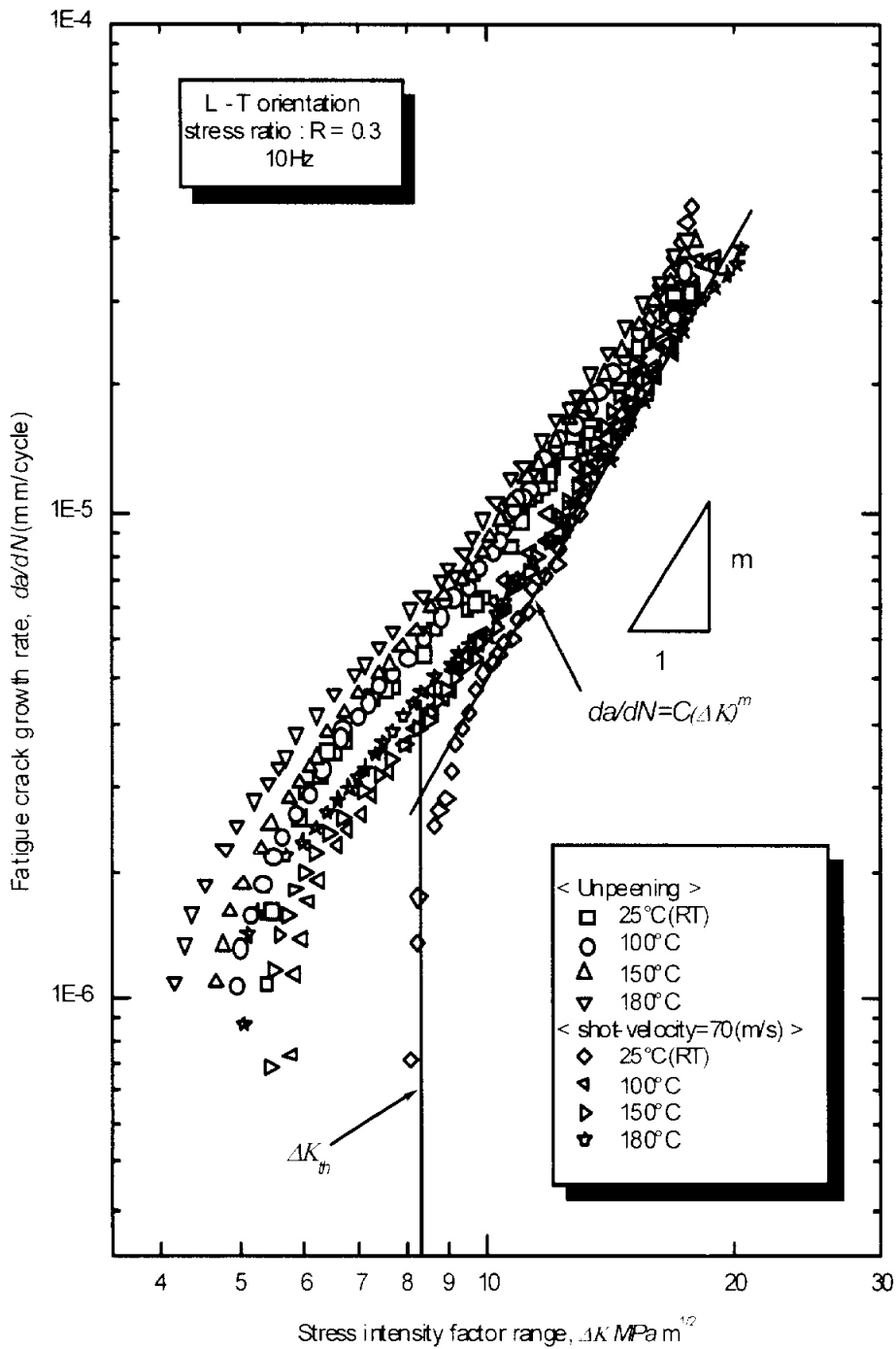
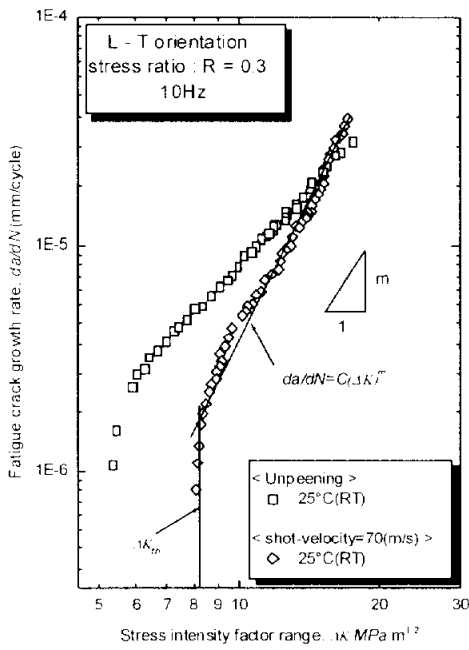
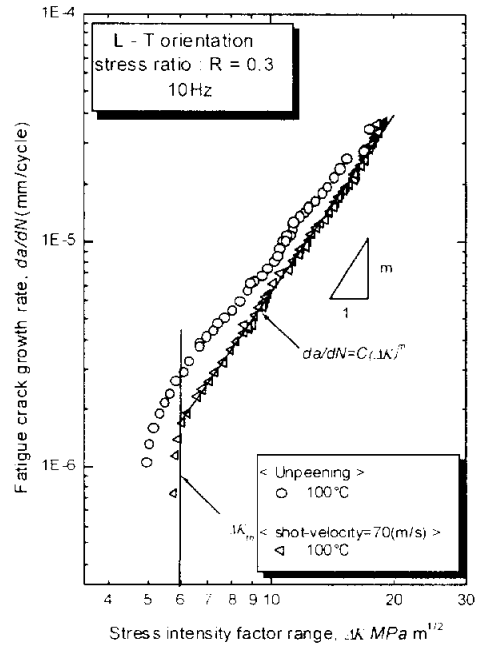


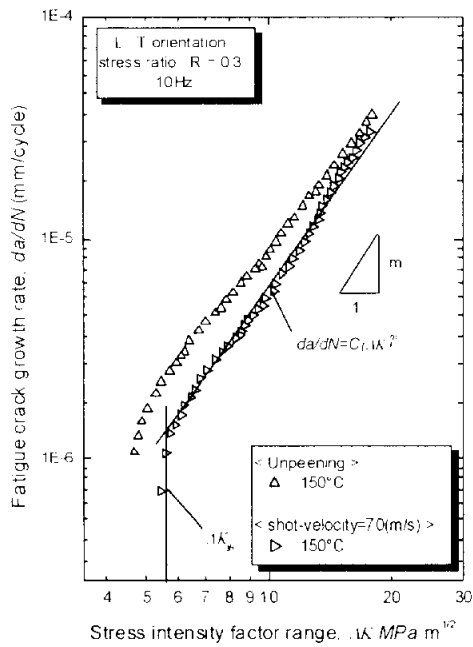
Fig. 81 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range



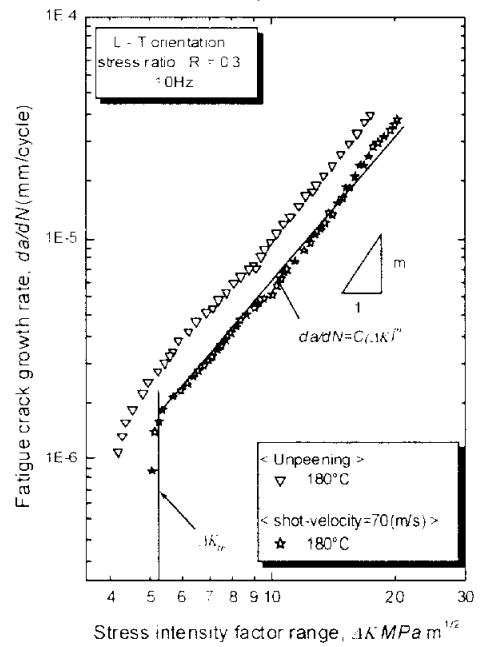
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 82 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range

6.2 저온에서 쇼트피닝과 언피닝의 피로균열진전거동

Fig. 83은 쇼트피닝가공을 하지 않은 언피닝시편을 응력비 $R=0.3$, 주파수는 10Hz로 하여 상온25°C 환경과 저온환경(-60°C, -80°C, -100°C)에서 실험하여 균열길이 a 와 하중반복사이클 N 과의 관계를 제5장에서 고찰된 쇼트피닝시편의 결과와 비교 도시하였다.

그림에서 균열길이 $a=28\text{mm}$ 지점을 기준하여 수치적으로 분석하면 언피닝시편의 반복사이클수는 상온25°C에서 $N=587,000$ 회, -60°C에서 $N=474,000$ 회, -80°C에서 $N=420,000$ 회, -100°C에서 $N=370,000$ 회이고, 쇼트피닝시편의 경우는 상온 25°C에서 $N=1,500,000$ 회, -60°C에서 $N=1,250,000$ 회, -80°C에서 $N=1,050,000$ 회, -100°C에서 $N=1,000,000$ 회로써 온도가 저하할수록 피로수명은 언피닝과 쇼트피닝시편 모두 증가되었다.

그리고 각 온도구간에서의 피로수명은 쇼트피닝시편이 언피닝시편에 비하여 상온 25°C에서 156%, -60°C에서 164%, -80°C에서 150%, -100°C에서 170%의 향상을 보여주고 있다.

이와같이 온도가 저하하여도 쇼트피닝에 의한 압축 잔류응력은 피로균열진전과정에서 피로수명향상에 현저한 영향을 미치고 있다는 것을 확인하였다. 그리고 Fig. 84는 저온환경에서 언피닝시편과 쇼트피닝시편의 피로균열진전속도 da/dN 와 응력확대계수 ΔK 의 관계를 도시하였고, Fig. 85는 그 관계를 각 온도별로 비교 도시하였다. 그림에서 피로균열진전속도 da/dN 를 수치적으로 비교하면, 응력확대계수 $\Delta K=10\text{MPa}\sqrt{m}$ 일 때 언피닝의 경우 상온25°C에서 $da/dN=7.97 \times 10^{-6}$, -60°C에서 $da/dN=6.92 \times 10^{-6}$, -80°C에서 $da/dN=6.31 \times 10^{-6}$, -100°C에서 $da/dN=5.68 \times 10^{-6}$ 이고, 쇼트피닝시편의 경우는 상온25°C에서 $da/dN=4.9 \times 10^{-6}$, -60°C에서 $da/dN=3.237 \times 10^{-6}$, -80°C에서 $da/dN=2.178 \times 10^{-6}$, -100°C에서 $da/dN=1.085 \times 10^{-6}$ 로써 상온25°C에 비하여 온도가 하강할수록 언피닝 및 쇼트피닝시편 모두 피로균열속도비가 감소

되는 현상이 관찰되고, 그 감소비율은 상온25℃에서 63%, -60℃에서 39%, -80℃에서 53%, -100℃에서 81%로써 온도가 하강할수록 피로균열진전속도비는 감소되었고, 응력확대계수 ΔK 는 증가된다는 것이 관찰되었다.

이와같이 da/dN 의 감소와 ΔK 의 증가현상이 온도의 하강에 따라 비례적으로 나타나고 있는 것은 온도가 하강할수록 재료의 피로균열저항성이 증가하게 되어 응력확대계수 ΔK 는 급속히 감소되지만 저온환경에서도 쇼트피닝에 의한 압축잔류응력은 피로균열진전과정에 현저한 영향을 미치어 피로균열진전속도 지연효과가 있다는 것이 확인되었다.

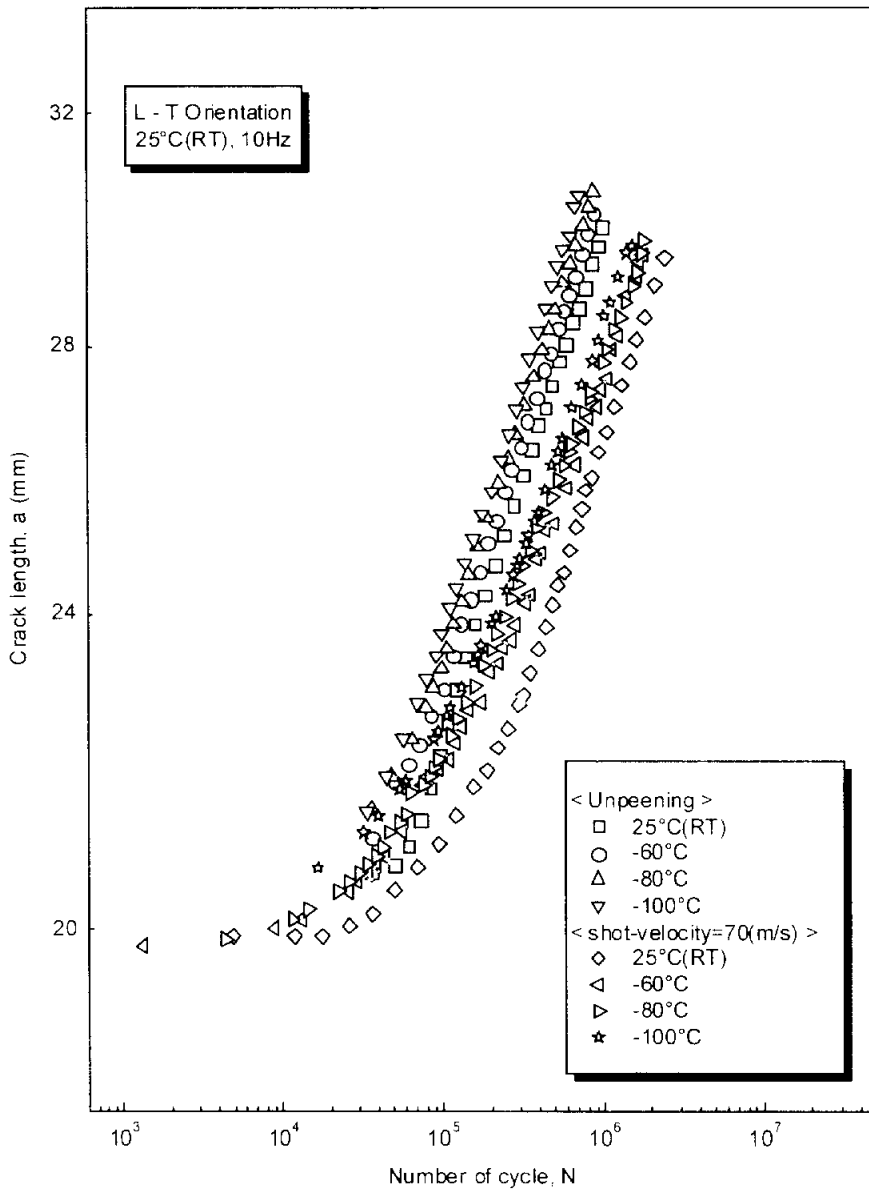


Fig. 83 Relation between crack length and number of cycle

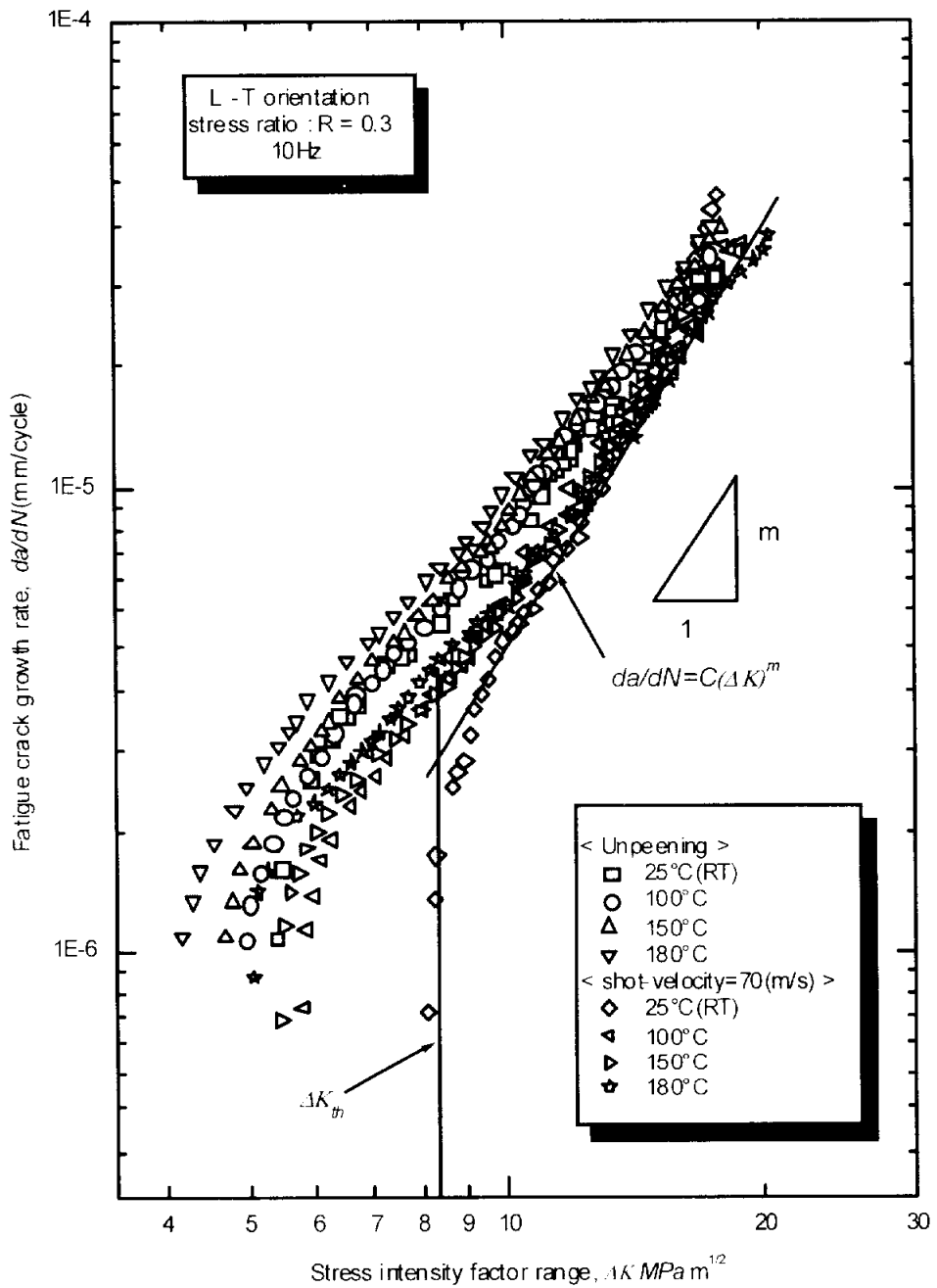
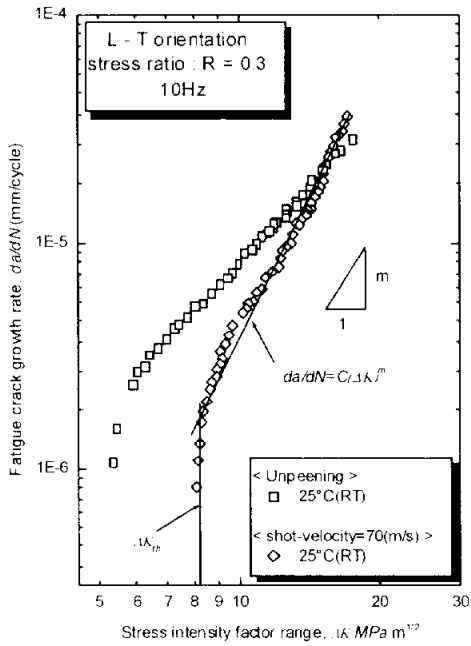
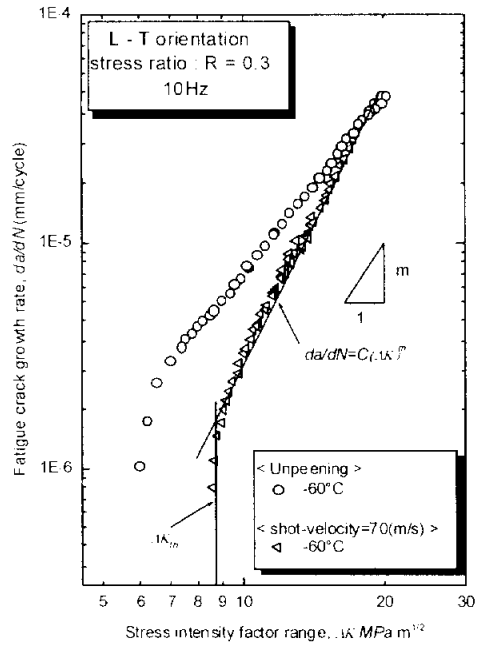


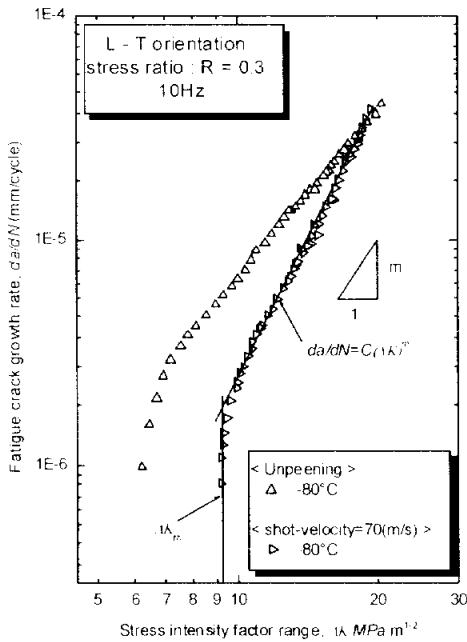
Fig. 84 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range



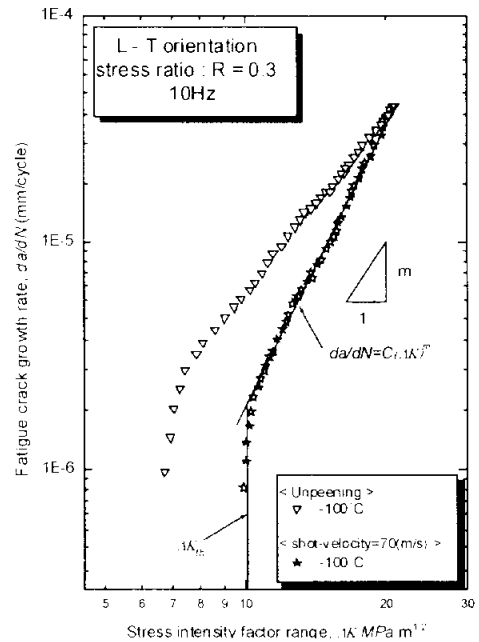
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 85 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range

6.3 변환응력비에서 쇼트피닝과 언피닝의 피로균열진전 거동

Fig. 86은 상온 25°C에서 언피닝시편을 변환응력비($R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$)환경을 적용하여, 응력비별 균열길이 a 와 하중반복사이클 N 과의 관계를 제5장에서 고찰된 쇼트피닝시편의 결과와 비교 도시하였다.

그림에서 균열길이 $a=28\text{mm}$ 지점을 기준하여 수치적으로 비교하면, 언피닝시편의 반복사이클수는 $R=0.1$ 에서 $N=480,000$ 회, $R=0.3$ 에서 $N=450,000$ 회, $R=0.6$ 에서 $N=411,000$ 회이고, 쇼트피닝시편의 경우는 $R=0.1$ 에서 $N=1,113,410$ 회, $R=0.3$ 에서 $N=867,207$ 회, $R=0.6$ 에서 $N=534,144$ 회로 나타나고 있고, 각 응력비에서의 언피닝과 쇼트피닝시편의 피로수명은 쇼트피닝이 언피닝에 비하여 응력비 $R=0.1$ 에서 132%, $R=0.3$ 에서 93%, $R=0.6$ 에서 30%로 분석되었다.

이와같이 응력비가 증가할수록 피로수명은 언피닝과 쇼트피닝시편 모두 감소하는 경향을 보이고 있으나, 초기 응력확대계수 ΔK 가 크게 작용된 구간에서는 응력비의 영향이 작게 작용되어 피로수명은 유사하게 나타나고 있다. 그러나 응력확대계수 ΔK 가 작게 작용된 구간에서는 응력비의 영향이 크게 작용되어 피로수명은 급격한 차이를 보이고 있다. 그리고 언피닝과 쇼트피닝시편의 피로수명에서 쇼트피닝에 의한 압축잔류응력은 응력비가 증가하여도 피로균열진전 과정에 영향을 미치지만 응력비가 증가할수록 그 영향력이 다소 감소되고 있는 현상을 보여주고 있고, 따라서 압축잔류응력은 고응력비보다 저응력비에서 피로수명향상에 대한 영향력이 현저하였다. Fig. 87은 변환응력비($R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$)에서 언피닝시편과 쇼트피닝시편의 피로균열진전 속도비 da/dN 와 응력확대계수 ΔK 의 관계를 도시하였고, Fig. 88은 그 관계를 각 응력비별로 비교 도시하였다. 그림에서 피로균열진전 속도비 da/dN 를 수치적으로 비교하면, 응력확대계수 $\Delta K=10\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 일 때, 언피닝의 경우 응력비 $R=0.1$ 에서

$da/dN = 8.38 \times 10^{-6}$, $R=0.3$ 에서 $da/dN = 9.08 \times 10^{-6}$, $R=0.6$ 에서 $da/dN = 1.15 \times 10^{-5}$ 이고, 쇼트피닝의 경우는 $R=0.1$ 에서 $da/dN = 4.69 \times 10^{-6}$, $R=0.3$ 에서 $da/dN = 5.32 \times 10^{-6}$, $R=0.6$ 에서 $da/dN = 8.59 \times 10^{-6}$ 로써 인피닝 및 쇼트피닝시편 모두 응력비가 증가할수록 피로 균열진전속도비가 증가되는 경향을 보이고 있으나, 응력확대계수 ΔK 가 작은구간과 $R=0.3$ 이하의 저응력비에서는 압축잔류응력의 영향이 현저하게 미치고 있다는 것이 확인되었다.

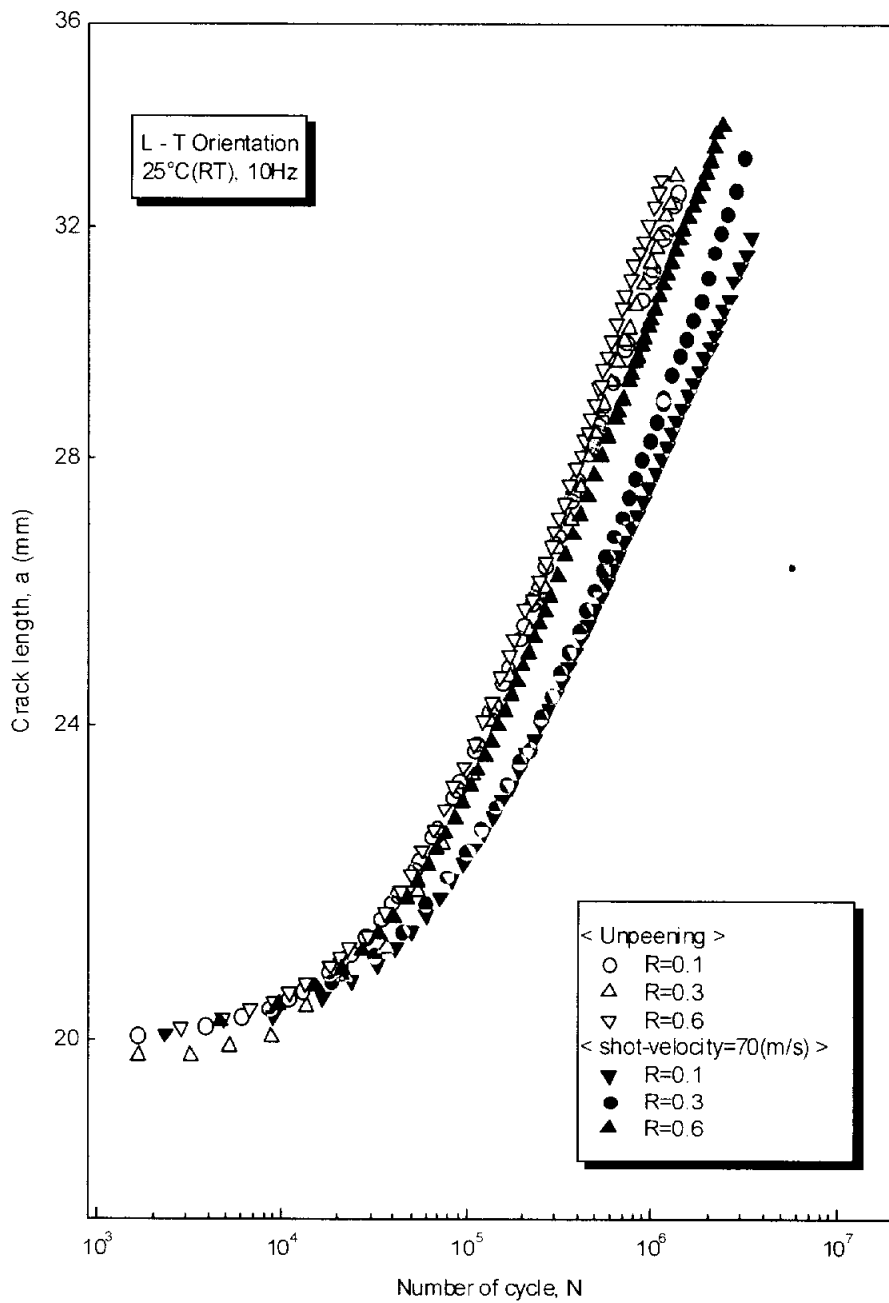


Fig. 86 Relation between crack length and number of cycle

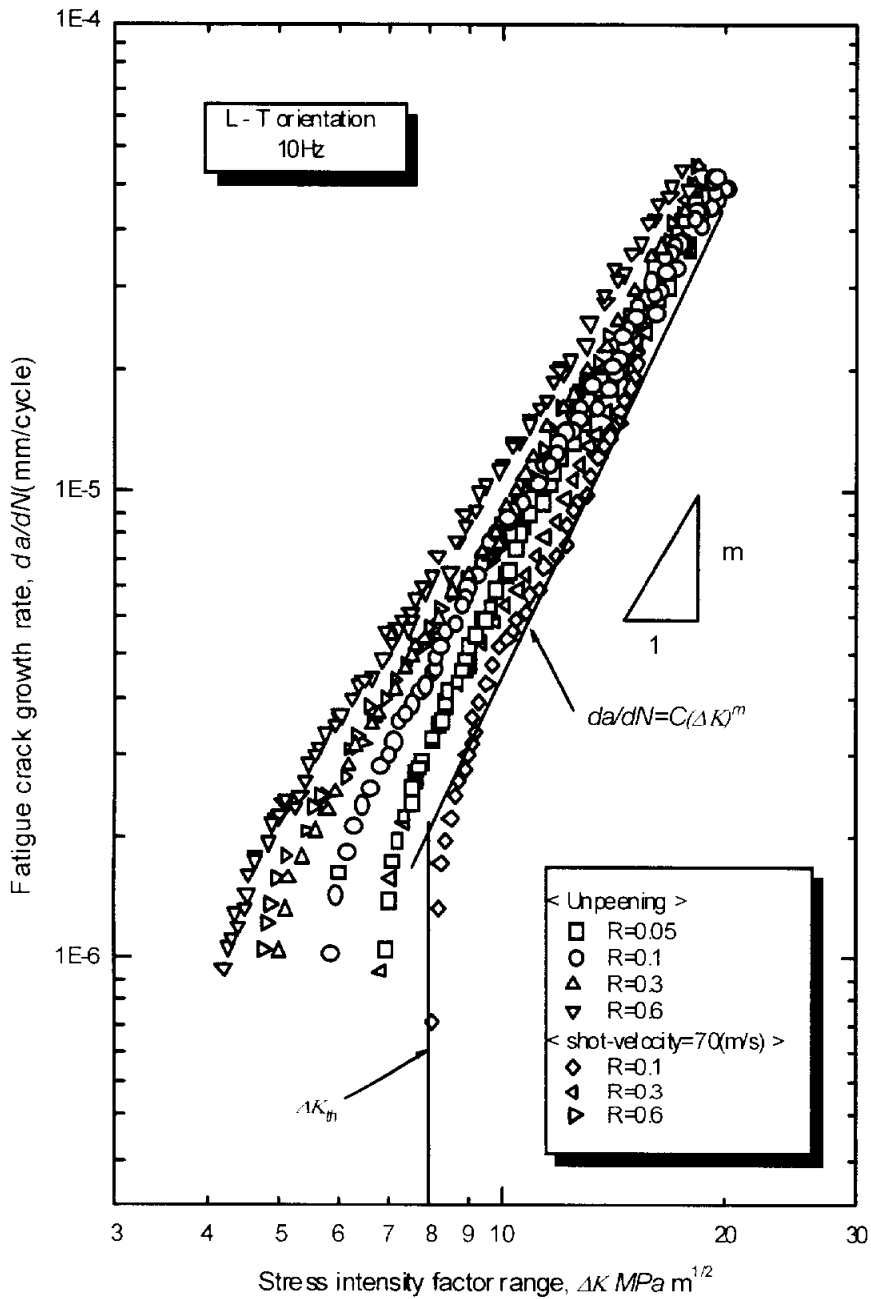
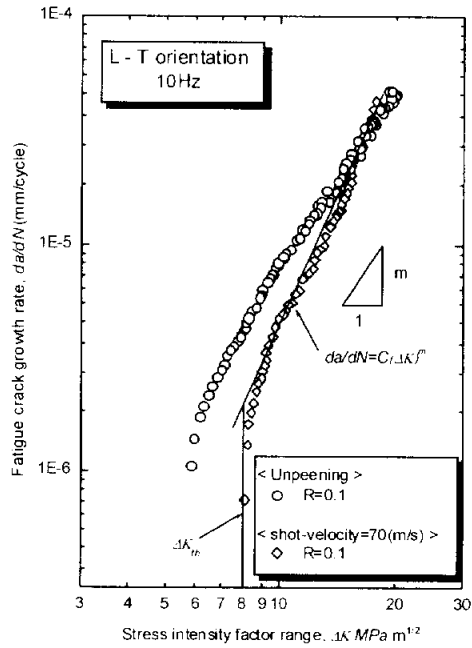
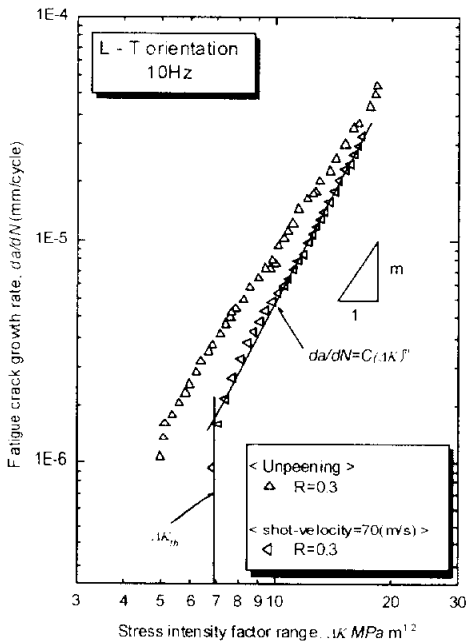


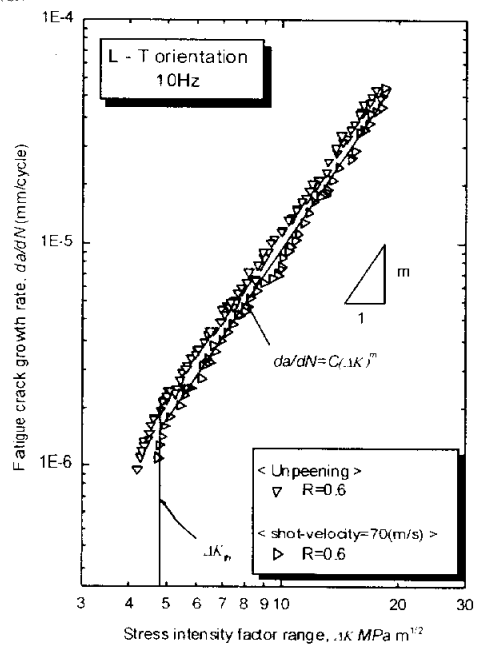
Fig. 87 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range



(a)



(b)



(c)

Fig. 88 Relation between fatigue crack growth rate
and stress intensity factor range

제 7 장 파단면의 관찰

쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력이 피로균열진전기구에 미치는 영향을 관찰하기 위해, 고사이클 반복하중을 받는 CT시험편의 피로균열파단면을 주사식전자현미경(SEM)으로 관찰하였다.

피로균열진전의 거시적인 양상은 하중제어 응력비를 $R=0.1$, $R=0.3$, $R=0.6$ 으로 하였으며 균열의 성장면은 정상적인 스트라이에이션을 형성하였고, 균열의 성장은 응력의 작용방향에 대하여 수직으로 진행되었다.

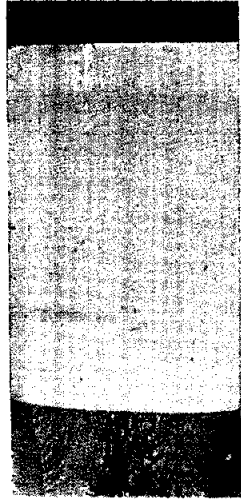
Photo. 9는 언피닝시험편의 파단면과 쇼트피닝가공시험편의 파단면과 비교하였고, 저온환경, 고온환경, 변환응력비환경시험 파단면을 비교한 실물사진이다. Photo. 10과 같이 확대된 균열선단 표면부의 파단면 양상은 언피닝시험편의 경우 피로균열진전과정에서 균열선단의 진행이 일직선으로 형성되었고, 쇼트피닝가공시험편의 경우는 균열선단의 진행양상이 진행방향을 중심으로 한 곡선이 이루어졌다. 특히 압축잔류응력이 형성된 시험편의 두께방향 양쪽표면부는 그 곡선의 형태가 매우 작은 반경의 곡선이 형성되어져 있다. 이 현상은 시험편의 두께방향양면에 형성된 압축잔류응력의 영향을 받아 고사이클 반복하중을 받는 피로균열진전과정에서 균열선단소성영역내의 탄소성변형기구에 압축잔류응력이 작용하여 평균응력의 감소로 인하여 피로균열진전이 강하게 억제되고 있다는 것을 압축잔류응력이 형성된 표면부에서 확실하게 관찰되었다.

그리고 고온환경에서 진행된 피로균열 파단면의 양상은 앞서 고찰된바와 같이 온도의 영향을 받아 시험편표면에 형성된 압축잔류응력이 감소되므로써 피로균열선단의 진행곡선형태가 상온환경시험에 비하여 완만한 곡선형태로 관찰되었고, 따라서 압축잔류응력은 고온환경의 영향을 현저히 받는다는 것을 거시적인 파단면 양상관찰에서 확인되었다.

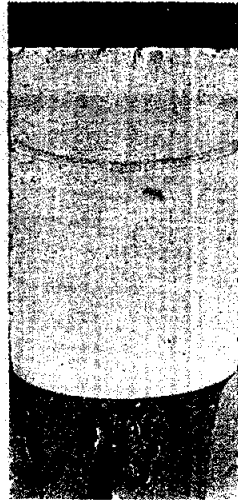
Fig. 89는 언피닝과 쇼트피닝가공시험편에 대한 각 사진의 촬영지점을 도시하였다. Photo. 11은 언피닝과 쇼트피닝가공시험편의 피로균열파단

면을 관찰한 사진이고, Photo. 12는 고온환경에서의 피로균열파단면이며, Photo. 13은 저온환경에서의 피로균열파단면을 관찰한 사진이다. 그리고 Photo. 14는 25℃ 상온에서 변환응력비를 적용하여 시험한 피로균열 파단면이다.

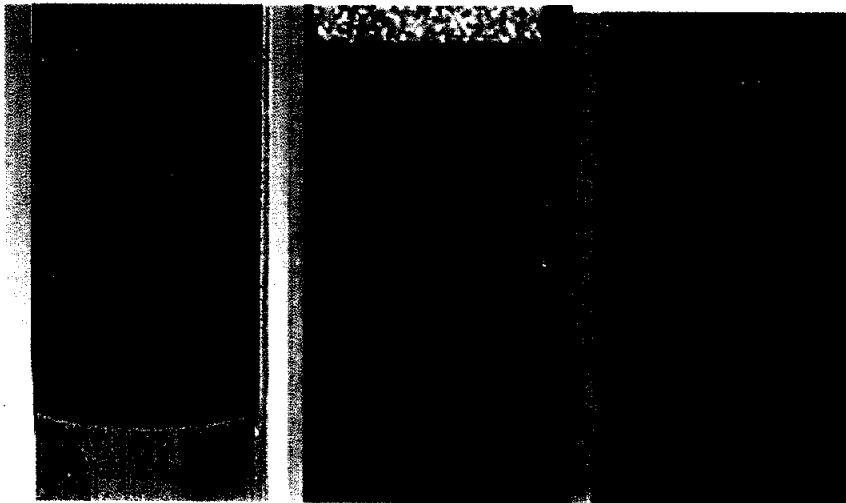
이와 같이 각 환경에서 실험된 피로균열파단면의 양상은 정상적인 스트라이에이션을 형성하면서 균열이 성장하였다. 따라서 Fig. 90과 같이 언피닝시험편의 피로균열진전 파단면 양상관찰에서 (A)(B)(C)지점 모두 균열진전스트라이에이션방향이 피로균열진전 방향과 동일한 방향으로 형성되었으며, 쇼트피닝시험편에 대한 각 환경시험에서 피로균열파단면 (a)지점을 관찰한 결과 피로균열진전 스트라이에이션의 형성은 균열진전 방향과 동일한 방향으로 진행되었고, (b)지점에서 관찰된 스트라이에이션은 균열진전방향의 45° 기울기 방향으로 진행되었다. 그리고 시험편의 표면부에 해당되는 (c)지점에서 관찰된 스트라이에이션은 균열진전방향의 수직방향 즉, 시험편 두께방향으로 형성되었다. 이와 같이 피로균열진전과정에서 균열선단 소성역의 탄소성변형에 대한 압축잔류응력은 시험편 표면부로부터 작용되고 중심부로 갈수록 그 영향이 감소되고 있다는 것을 균열진전 스트라이에이션의 미시적인 관찰에서 확인되었다.



RT25°C
Unpeening



RT25°C
Shot peening



180°C
Shot peening

-100°C
Shot peening

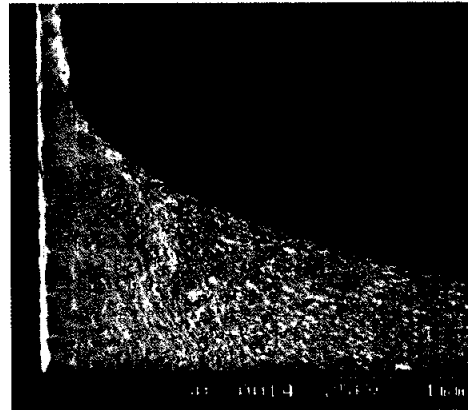
R=0.6
Shot peening

Photo. 9 Photographs of fracture surface



Unpeening(RT)

1mm



Shot peening(RT)

1mm



Shot peening(180°C)

1mm

Photo. 10 SEM photographs of fracture surface

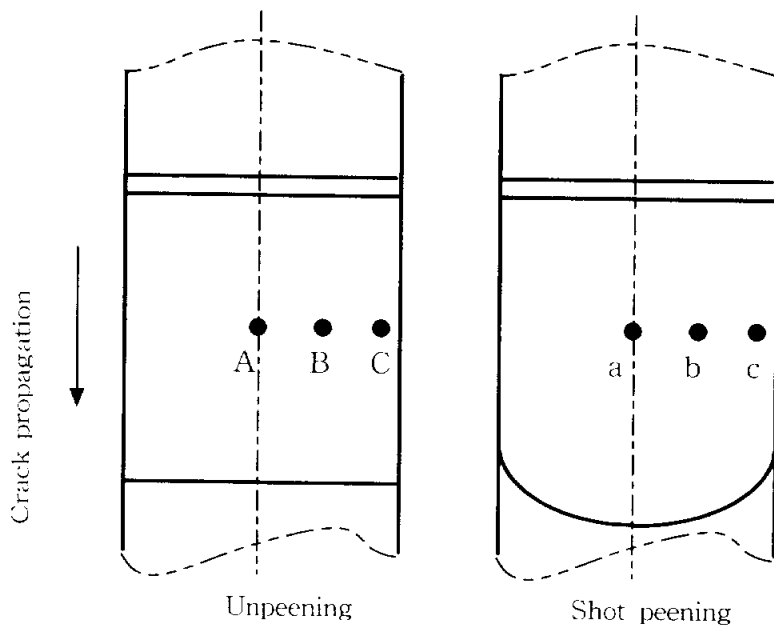
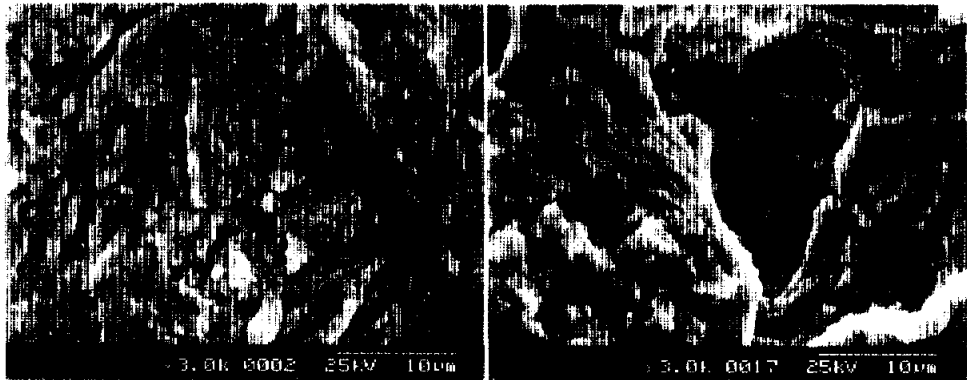
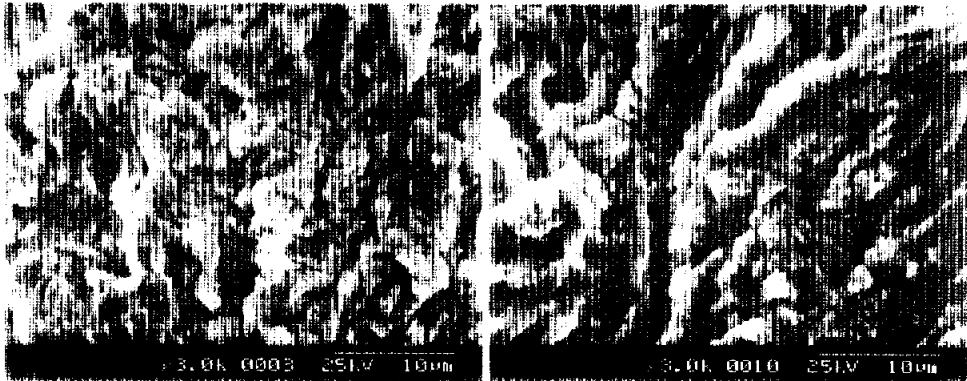


Fig. 89 Picture point of fracture surface



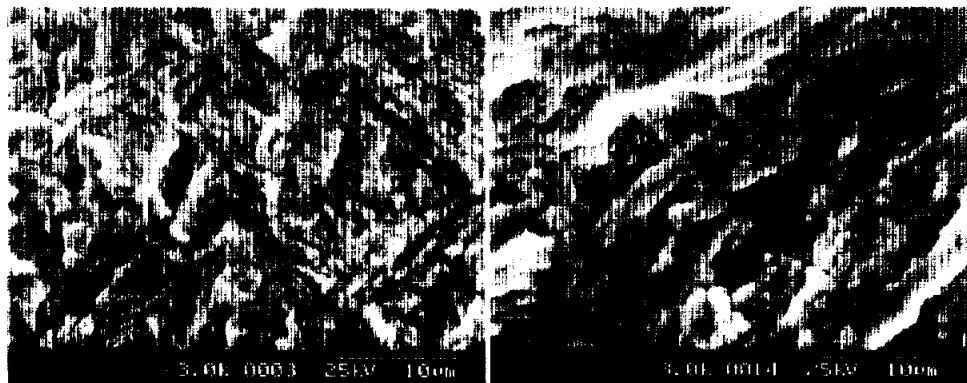
(A)

(a)



(B)

(b)



(C)

(c)

Unpeening

Shot peening

Photo. 11 Striation of fatigue crack propagation by SEM

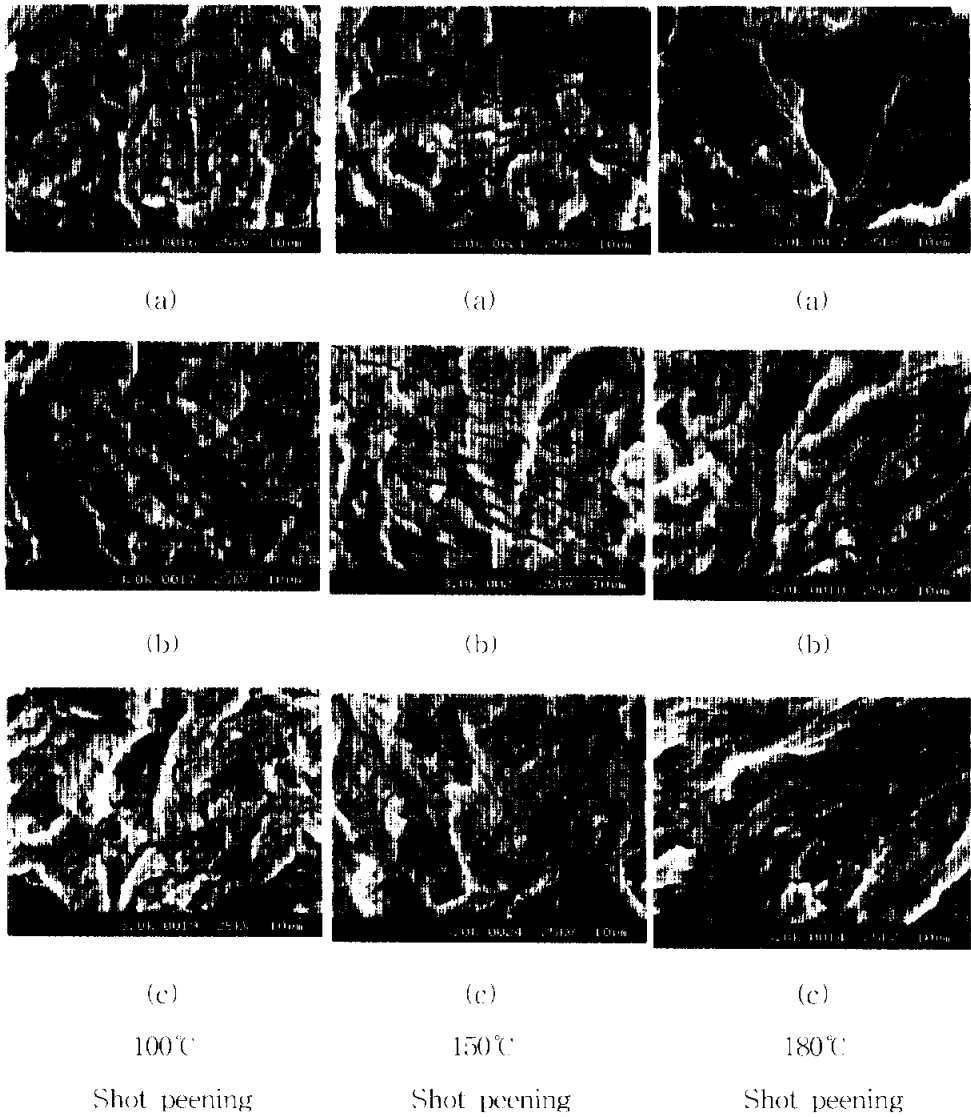
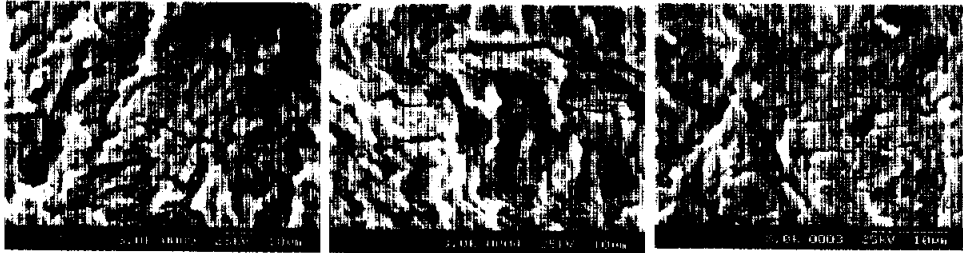


Photo. 12 Striation of fatigue crack propagation by SEM(High temperature)



(a)

(a)

(a)



(b)

(b)

(b)



(c)

(c)

(c)

60°C

-80°C

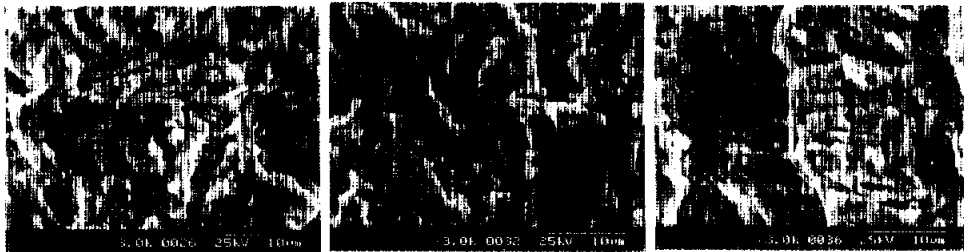
-100°C

Shot peening

Shot peening

Shot peening

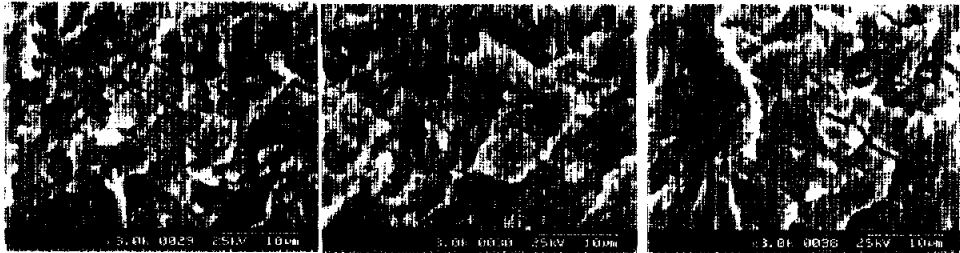
Photo. 13 Striation of fatigue crack propagation by SEM(low temperature)



(a)

(a)

(a)



(b)

(b)

(b)



(c)

(c)

(c)

$R=0.1$

$R=0.3$

$R=0.6$

Shot peening

Shot peening

Shot peening

Photo. 14 Striation of fatigue crack propagation by SEM(stress rate)

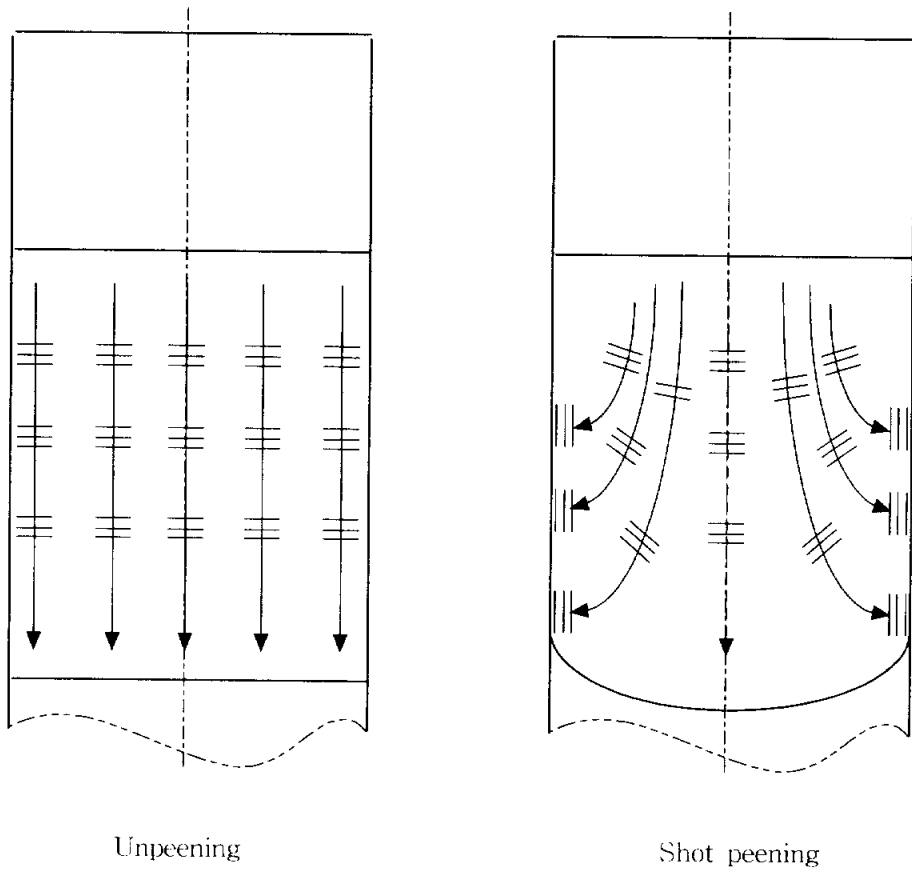


Fig. 90 Striation of fatigue crack propagation

제 8 장 결 론

본 연구에서는 쇼트피닝가공에 의하여 형성된 금속표면부의 압축잔류응력이 고강도화에 기여하는 파괴역학적인 피로균열진전기구의 거동을 예측하기 위하여, 쇼트볼이 매우 짧은시간에 금속표면에 접촉하여 이루어지는 탄소성재료거동을 유한요소법으로 쇼트볼투사속도에 따른 최대압축잔류응력의 크기를 모델링하고 그 크기를 실제 쇼트피닝가공과 비교평가하였다. 그리고, 스프링강(JISG-SUP9)을 CT시험편으로 가공하여 표면에 쇼트피닝가공을 실행하고, 압축잔류응력이 형성된 시편편의 피로균열진전속도 da/dN , 응력확대계수범위 ΔK , 하한계응력확대계수범위 ΔK_{th} 를 상온과 고온환경, 저온환경, 변환응력비환경에서 실험적으로 규명하였으며, 그 결과는 다음과 같다.

1) 소재의 강구접촉에 의한 압축잔류응력의 유한요소해석모델링이 쇼트피닝가공의 실제와 근사값을 이루기 위해서는 투사된 강구의 소성변형과 접촉된 소재의 열영향이 고려되어야 한다.

2) 열처리된 스프링강의 압축잔류응력은 쇼트볼 투사속도가 70m/sec에서 최대값을 이루었고, 70m/sec이상의 투사속도에서는 오버피닝 현상으로 인하여 점차적으로 감소하였다.

3) 고온환경시험에서 온도가 증가할수록 압축잔류응력의 최대값은 점차적으로 감소하여 180°C에서 24%가 감소되었다.

4) 압축잔류응력은 피로균열진전거동에서 da/dN , ΔK , ΔK_{th} 에 미치는 영향은 현저하였다. 특히, 100°C 환경에서 급격한 da/dN 의 가속현상과 ΔK , ΔK_{th} 의 감소현상이 현저하였고, 100°C를 변곡점으로하여 그 이상의 온도에서는 완만한 변화를 이루었다.

5) 동일한 압축잔류응력이 형성된 시편현의 피로균열진전 Stage II에서 $R=0.3$ 이하의 시험응력비는 피로균열진전속도 da/dN 에 영향을 미치지 않았고, $R=0.3$ 이상의 응력비에서는 da/dN 이 가속되었다.

6) 피로균열진전 Stage II의 진전식 $da/dN=C(\Delta K)^m$ 의 재료상수 C 와 피로균열진전지수 m 값은 고온환경에서 온도가 증가할수록 C 값은 증가하며 m 값은 감소하였고 저온환경에서는 온도가 저하될수록 C 의 값은 감소하고 m 값은 증가되는 상반된 결과가 얻어졌다. 따라서 C 와 m 의 각 환경에 대한 의존성이 식(39), (40), (41), (42), (43), (44), (45), (46)과 같이 제안되었고, 각 시험환경에서 C 와 m 의 상관관계는 식(47), (48), (49)와 같이 제안되었다.

7) 피로균열진전 과단면의 양상관찰에서 쇼트피닝가공에 의한 압축잔류응력이 피로균열선단소성역내의 탄소성변형기구에 작용하여 피로균열진전이 억제되고 있다는 것을 주사식전자현미경(SEM)에 의한 균열성장 스트라이에이션의 진행방향관찰에서 확인되었다.

참고문헌

- (1) 박경동, 정찬기, "DIN50CrV4-SAE9254강의 피로강도에 미치는 압축잔류응력의 영향", 한국해양학회지, 제15권 제3호, pp. 93~99, 2001
- (2) 박경동, 김정호, 윤희기, 박원조, "압력용기용 SA516/70강의 고온파괴인성평가", 한국해양학회지 제15권 제2호, pp. 99~104, 2001
- (3) 박경동, 김정호, 윤희기, 박원조, "압력용기용 SA516/70강의 고온피로균열 진전거동에 대한 연구", 한국해양학회지 제15권 제2호, pp. 105~110, 2001
- (4) A. Wöhler, "Experiments on the strength of metals Engineering", pp.160, 1967
- (5) 정찬기, 박경동, "압축잔류응력이 스프링강의 고온환경 피로균열 진전거동에 미치는 영향", 한국해양학회지, 제16권 제5호, pp. 1~8, 2002
- (6) G. E. Griffith, "The phenomena of rupture and flow in solids", Trans. R. Soc. Vol. A221, pp. 163, 1920
- (7) 이승호, 김희승, "스프링강의 피로거동에 미치는 2단 쇼트피닝의 효과", 대한기계학회 논문집 A권, 제23권, 제1호, pp. 140~147, 1999
- (8) Y. Watanabe, N. Hasegawa, K. Namiki and A. Hatano, "The Influence of Broken Shots on Peening Effect of Hard Shot Peening", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, pp. 63~72, 1990
- (9) ばね 技術研究會, ばね論文集 제32호, pp. 31, 1987
- (10) ばね 技術研究會, ばね論文集 제33호, pp. 53, 1988

- (11) F. P. Zimmerli, "Heat Treating, Setting and Shot Peening of Mechanical Springs", Metal Progress, Vol. 67, No. 6, pp. 97~106, 1952
- (12) 정성균, 이승호, "쇼트피닝 가공개론", 도서출판세화, pp. 6~12, 2001
- (13) 백상도, "열처리한 스프링강의 쇼트피닝에 따른 疲勞特性", pp. 28~35, 1997
- (14) G. R. Irwin, Trans. ASME, J. Appl. Mech., 24, pp. 361, 1957
- (15) 장동일, 정경섭, 한민구, "파괴역학", 원창출판사, pp. 12~27, 1998
- (16) 加藤容三, 高藤新三郎, 桐山眞紀, "Ti-6Al-4V 合金の高溫度疲勞強度に ばす ショットピーニング影響", 日本材料學會 論文集, Vol. 45, No. 1, pp. 43~47, 1996
- (17) J. K. Xenophon, "Shot Peening Viable Method to Extending Component Life", SAE 891932, 1989
- (18) 박경동, 정찬기, "DIN50CrV4-SAE9254강의 피로강도에 미치는 압축잔류응력의 영향", 한국해양공학회지, 제15권, 제3호, pp. 94~99, 2001
- (19) H. Wohlfahrt, "The Influence of Peening Conditions on the Resulting Distribution of Residual Stress", Proc. of the 2nd International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Chicago, pp. 316~331, 1984
- (20) A. Tange and N. Takamura, "Relation Between Shot-peening Residual Stress Distribution and Fatigue Crack Propagation Life in Spring Steel", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 243~253, 1990
- (21) K. Natto, T. Ochi, T. Takahashi and T. Suzuki, "Effect of Shot Peening on the Fatigue Strength of Carburized Steels",

- Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 519~526, 1990
- (22) K. Iida and K. Tosha, "Fatigue Strength and Residual Stress Distribution of the Work-Softened Steel by Shot Peening", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 233~242, 1990
- (23) S. K. Lyu, K. Inoue and M. Kato, "Effect of Surface Treatment on the Strength of Carburized Gear", Proc. of International Gearing Conference, Vol. 1, pp. 161~166, 1996
- (24) W. P. Koster, L. R. Gatto and J. T. Cammett, "Influence of Shot Peening on Surface Integrity of Some Machined Aerospace Materials", Proc. of the 1st International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Paris, pp. 287~293, 1981
- (25) J. A. Akber, S. Kyriacou and A. M. El Zafrany, "Effect of Shot Peening on the Fatigue Life of Axially Loaded Notched Components", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 349~358, 1993
- (26) R. W. Landgraf and R. A. Chernenkoff, "Residual Stress Effect on Fatigue of Surface Processed Steel", Analytical and Experimental Methods for Residual Effects in Fatigue, ASTM STP 1004, ASTM, pp. 1~12, 1988
- (27) A. Ebenau, D. Lohe, O. Vohringer and E. Macherauch, "Influence Shot Peening on the Microstructure and the Bending Fatigue Strength of Bainitic-Austenitic Nodular Cast Iron", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 389~398, 1990
- (28) J. Bergstron and T. Ericsson, "Relaxation of Shot Peening Induced Compressive Stress During Fatigue of Notched Steel

- Samples", Proc. of the 2nd International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Chicago, pp. 241~248, 1984
- (29) D. Kirt and M. Jarrett, "Influence of Shot Peening on Fatigue and Corrosion-Fatigue Behavior of Structural Steel", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 133~142, 1990
- (30) 이종규, 김정규, "피로강도 및 수명에 미치는 Shot Peening에 의한 잔류응력의 영향", 대한기계학회 논문집 A권, 제 21권, 제9호, pp. 1498~1506, 1997
- (31) L. Jinkui, L. Haitao, Y. Mei and W. Renzhi, "Prediction of Fatigue Strength of Shot Peened and then Ground Specimens", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 419~426, 1990
- (32) Y. Oshida and J. Daly, "Effects of Shot Peening on Fatigue-Damaged High Strength Al Alloy", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 317~326, 1990
- (33) D. W. Hammand and S. A. Meguid, "Crack Propagation in the Presence of Shot Peening Residual Stresses", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 17, No. 2, pp. 373~387, 1990
- (34) T. Dorr and L. Wagner, "S-N Behavior of Prefatigued 2024 Al: Effects of Surface Crack Length and Shot Peening", Proc. of 6th International Fatigue Congress, Vol. 1, pp. 1391~1396, 1996
- (35) K. D. Park, C. G. Jung, "The effect of compressive residual stresses of two stage shot peening", International Conference on Marine Engineering, ICME., pp.273~277, 2001
- (36) D. Kirt and M. Jarrett, "influence of Shot Peening on Fatigue and Corrosion-Fatigue Behavior of Structural Steel", Proc. of

- the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 133~142, 1990
- (37) M. P. Muller, C. Verpoort and G. H. Gessinger, "The Influence of Shot Peening on the Fatigue and Corrosion Fatigue Behavior of an Austenitic-Ferritic Stainless Steel", Proc. of the 1st International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Paris, pp. 479~484, 1981
- (38) 서유원, "쇼트피닝 加工에따른 材料 舉動에 關한 研究", pp. 2~12, 2000
- (39) C. M. Verpoort and C. Gerdes, "Influence of Shot Peening on Material Properties of Turbine Blades", Shot Peening Theory and Application, Institute for Industrial Technology Transfer International, Vol. 1, France, pp. 11~70, 1989
- (40) 정성균, 이승호, 정석주, "쇼트피닝 가공조건이 피닝강도에 미치는 영향", 대한기계학회논문집 A권, 제25권, 제10호, pp. 1590~1596, 2001
- (41) 이승호, 김희송, 정성균, "쇼트피닝에 의한 재료의 특성에 관한 연구", 한국공작기계학회 논문집, 제7권, 제2호, pp. 15~22, 1998
- (42) Y. Watanabe, N. Hasegawa and Y. Matsumura, "Simulation of Residual Stress Distribution on Shot Peening", J. Soc. Mat. Sci., Japan, Vol. 44, No. 496, pp. 110~115, 1995
- (43) Y. F. Al-Obid, "A Rudimentary Analysis of Improving Fatigue Life of Metals by Shot-Peening", J. of Applied Mechanics, Vol. 57, pp. 307~312, 1990
- (44) 日本 ばね工業會 ショットピーニング作業標準, JSMA, No 1, pp. 4~8, 1982
- (45) John S. Eckersley, Jack Champaigne, "Shot Peening Theory and Application", IITT-International, pp. 170~178, 1991

- (46) 日本ばね工業會 ショットピーニング作業標準, JSMA, No 1, pp. 17~19, 2001
- (47) E. B. S. Pardue, L. A. Lowery, "X-Ray Diffraction Stress Measurements on Various Shot-Peened Components", IITT International, pp. 73~80, 1991
- (48) J. S. Ecketsley, "Shot Peening Process Controls Ensure Repeatable Results", Shot Peening Theory and Application, Institute for Industrial Technology Transfer International, pp. 133~142, 1991
- (49) J. F. Flavenot and J. Lu, "Influence of Aging of Cut Steel Wire Shot During Shot Peening", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 83~93, 1990
- (50) R. D. Gillespie, "Its Effect on Process Consistency and Resultant Improvement in Fatigue Characteristics", Proc. of the 5th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Oxford, pp. 81~90, 1993
- (51) H. Wohlfahrt, "The Influence of Peening Conditions on the Resulting Distribution of Residual Stress", Proc. of the 2nd International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Chicago, pp. 316~331, 1984
- (52) H. Aoki, E. Nagashima and T. Miura, "Effect of Shot Peening Conditions on Fatigue Strength of Carburized Steel", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, Tokyo, pp. 513~518, 1990
- (53) 李勝鎬, "特殊加工機의 2段 쇼트피닝 加工이 自動車用 스프링鋼의 疲勞特性에 미치는 影響", 博士學位論文, pp. 26~28, 1999
- Y. Watanabe, N. Hasegawa, K. Namiki and A. Hatano, "The Influence of Broken Shots on Peening Effect of Hard Shot

- Peening", Proc. of the 4th International Conference on Shot Peening, Vol. 1, pp. 63~72, 1990
- (54) John S. Eckersley, "Shot Peening Process Controls Ensure Repeatable Results", IITT-International, pp. 133~142, 1991
- (55) Thomas A. Briere, "Shot Blasting Systems", IITT-International, pp. 167~192, 1991
- (56) 岡村弘之, "線形破壊力學入門", 培風館, pp. 19~26, 1976
- (57) 장동일, 정경섭, 한민구, "파괴역학", pp. 15~22, 1998
- (58) David Breck, Elementary Engineering Fracture Mechanics, 1978
- (59) P. Paris and F. Erdogan, "A Critical analysis of crack Propagation Laws", J. Basic Eng., Trans, ASME, pp. 528~534, 1963
- (60) Walker, K., ASTM STP, 486, pp. 230, 1971
- (61) Forman, R. G. et al, Trans. ASME, Series D, 89, pp. 459, 1966
- (62) H. Koyama, R. Kitamura, A. Tange, "Fatigue Crack Propagation of Spring Steels", ばね論文集 제29호, pp. 30~37, 1984
- (63) 김철, 양원호, 성기득, 고명훈, "쇼트피닝 잔류응력 예측을 위한 유한요소해석", 한국자동차공학회논문집, 제9권, 제1호, pp. 198~204, 2001
- (64) A. Levers, "Finite element Analysis of Shot Peening", Journal of Materials Processing Technology, pp. 304~308, 1988
- (65) K. Schiffner, C. Droste gen Helling, "Simulation of residual stresses by shot peening", Computers & Structures, Vol. 72, pp. 329~340, 1999
- (66) K. Mori, K. Osakada and N. Matsuoka, "Finite Element Analysis of Peening Process with Plastically Deforming Shot",

- Journal of Materials Processing Technologies, 45, pp. 602~612, 1994
- (67) Y. F. Al-Obaid, "Three-dimensional dynamic finite element analysis for shot-peening", Computers & Structures, Vol. 36, No. 4, pp. 681~689, 1990
- (68) K. Han, D. Peric, D.R.J. Owen and J. Yu, "A Combined finite/discrete element simulation of shot peening processes(Part II)", Engineering Computations, Vol. 17, No. 6, pp. 680~702, 2000
- (69) MARC Analysis Research Corporation, MARC Volume A; Theory and User Information, Version K7, 1997
- (70) K. J. Bathe, "Finite element procedures in engineering analysis", Prentice Hall, Englewood Cliffs, 1982
- (71) J. O. Hallquist, LS-DYNA3D, "Theoretical Manual", Livermore Software Technology Corp., Livermore, 1993
- (72) C. M. Verpoort and C. Gerdes, "Influence of Shot Peening on Material Properties of Turbine Blades", Shot Peening Theory and Application, Institute for Industrial Technology Transfer International, Vol. 1, France, pp. 11~70, 1989
- (73) 박경동, 정찬기, "SUP7 및 SAE9254강의 피로강도에 미치는 압축 잔류응력의 영향", 한국동력기계공학회지, 제5권, 제4호, pp. 67~73, 2001
- (74) D. W. Hammand and S. A. Meguid, "Crack Propagation in Presence of Shot-Peening Residual Stress", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 17, No. 2, pp. 373~387, 1990
- (75) G. Glinka, "Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Growth in Steel Weldments under Constant and Variable Loads", ASTM-STP 677, ASTM, pp. 198~146, 1979

- (76) N. E. Frost, K. J. Marsh and L. P. Pook, "Metal Fatigue, Clarendon Press", pp. 198~146, 1974
- (77) C. G. Jung, K. J. Ha, "A Study on the Characteristics of Compressive Residual Stresses at Elevated Temperature", International Shot Peening Conference, pp. 25~31, 2002
- (78) 丹下 彰, 小山 博, 廷 博人, "ばねの疲勞特性に及ぼす温間ショットピーニングの効果", ばね論文集, 第44号, pp. 13~16, 1999

List of Tables

Table 1. Tolerance of almen-strip	17
Table 2. Chemical composition of specimen	39
Table 3. Mechanical properties of specimen	40
Table 4. Condition of shot peening	42
Table 5. Measuring condition of residual stress	45
Table 6. Material properties	55
Table 7. Maximum residual stress vs deformation	62
Table 8. Comparison of FE analysis results for various shot ball velocities	70
Table 9. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth	89
Table 10. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth	102
Table 11. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth	114
Table 12. Experimental constants by $da/dN = C(\Delta K)^m$ for the fatigue crack growth	126

List of Figures

Fig. 1 Shot peening machine	8
Fig. 2 The action model of shot ball	9
Fig. 3 Configuration of formation of residual stress when a ball is pressed against a flat surface	12
Fig. 4 Boussinesq solution for concentrated load P	13
Fig. 5 Distribution of internal stresses	15
Fig. 6 Dimension of almen-strip	17
Fig. 7 Shape of almen-strip	18
Fig. 8 Strain at the almen-strip surface	18
Fig. 9 Relation between arc-height A and C, N	19
Fig. 10 Saturation curve	19
Fig. 11 Relationship between differential shot speed and shot ball dia. at different almen arc height (coverage : 90%)	20
Fig. 12 Relationship between differential shot speed and shot ball dia. at different almen arc height (coverage : 80%)	20
Fig. 13 Measuring principle of residual stress by X-ray	22
Fig. 14 Diffraction of X-ray	22
Fig. 15 Peening patterns of a centrifugal wheel	26
Fig. 16 Mode of crack surface displacement	29

Fig. 17 Strain vectors and coordinate of crack tip in an infinite plate	30
Fig. 18 Elastic zone and plastic zone at the crack tip	32
Fig. 19 Schemmtic illustration of the various modes of fatigue fracture	36
Fig. 20 Primary fracture mechanism with variation of fatigue crack propagation rate da/dN with stress intensity factor range ΔK	37
Fig. 21 Condition of heat treatment	40
Fig. 22 Dimension of CT-specimen	41
Fig. 23 Schematic diagram of high temperature fatigue testing machine	49
Fig. 24 Analysis model of shot peening process	52
Fig. 25 Stress-strain curve (SUP9)	55
Fig. 26 2D axis symmetry model for finite element analysis	58
Fig. 27 Von mises stress distribution-impact	59
Fig. 28 Von mises stress distribution after impact	60
Fig. 29 Compressive residual stress distribution	61
Fig. 30 Comparison of residual stresses	61
Fig. 31 2D Axis symmetric model for explicit analysis	64
Fig. 32 3D Continuum element model for explicit analysis	65

Fig. 33 Displacement distribution for velocity 70m/sec of a ball	66
Fig. 34 Plastic strain distribution for velocity 70m/sec of a ball	67
Fig. 35 Von mises stress distribution for velocity 70m/sec of a ball	68
Fig. 36 Distribution of effective stress for various shot velocity	71
Fig. 37 Compressive residual stress distributions produced by shot peening	74
Fig. 38 Compressive residual stress distributions produced by shot peening	75
Fig. 39 Relation between compressive residual stress(MPa) and shot velocities(m/s)	76
Fig. 40 Relation between compressive residual stress(MPa) and shot velocities(m/s)	77
Fig. 41 Profile of surface roughness pattern	79
Fig. 42 Hardness distribution of specimen	80
Fig. 43 Relation between crack length and number of cycle	83
Fig. 44 Relation between crack length and number of cycle	84
Fig. 45 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	87
Fig. 46 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	88

Fig. 47 Correlation between da/dN and shot velocity	90
Fig. 48 Relation between threshold stress intensity factor range and shot velocity	92
Fig. 49 Correlation between C and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$	94
Fig. 50 Relation between dependence on shot velocity and C in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$	95
Fig. 51 Relation between dependence on shot velocity and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$	95
Fig. 52 Compressive residual stress distributions of specimen surface	97
Fig. 53 Relation between compressive residual stress(MPa) and temperature (°C)	98
Fig. 54 Relation between crack length and number of cycle	99
Fig. 55 Relation between crack length and number of cycle	100
Fig. 56 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	103
Fig. 57 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	104
Fig. 58 Correlation between da/dN and high temperature	105

Fig. 59 Relation between threshold stress intensity factor range and temperature(°C)	106
Fig. 60 Correlation between C and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$	108
Fig. 61 Relation between material constant C and temperature(°C)	109
Fig. 62 Relation between fatigue crack growth exponent m and temperature(°C)	109
Fig. 63 Relation between crack length and number of cycle	111
Fig. 64 Relation between crack length and number of cycle	112
Fig. 65 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	115
Fig. 66 Relation between Fatigue Crack Growth Rate and Stress Intensity Factor Range	116
Fig. 67 Correlation between da/dN and low temperature	117
Fig. 68 Relation between threshold stress intensity factor range and temperature(°C)	118
Fig. 69 Correlation between C and m in paris law $da/dN = C(\Delta K)^m$	120
Fig. 70 Relation between material constant C and temperature(°C)	121

Fig. 71 Relation between fatigue crack growth exponent m and temperature($^{\circ}\text{C}$)	121
Fig. 72 Relation between crack length and number of cycle	123
Fig. 73 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	125
Fig. 74 Correlation between da/dN and stress rate	127
Fig. 75 Relation between threshold stress intensity factor range and stress rate R	128
Fig. 76 Correlations between C and m in paris equation $da/dN = C(\Delta K)^m$	130
Fig. 77 Relation between material constant C and stress rate R	130
Fig. 78 Relation between fatigue crack growth exponent m and stress rate R	131
Fig. 79 Correlation between C , m in condition of low. high temperature and stress rate R	133
Fig. 80 Relation between crack length and number of cycle	136
Fig. 81 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	137
Fig. 82 Relation between fatigue crack growth rate and stress intensity factor range	138
Fig. 83 Relation between crack length and number of cycle	141

Fig. 84 Relation between fatigue crack growth rate and stress	
intensity factor range	142
Fig. 85 Relation between fatigue crack growth rate and stress	
intensity factor range	143
Fig. 86 Relation between crack length and number of cycle	146
Fig. 87 Relation between fatigue crack growth rate and stress	
intensity factor range	147
Fig. 88 Relation between fatigue crack growth rate and stress	
intensity factor range	148
Fig. 89 Picture point of fracture surface	153
Fig. 90 Striation of fatigue crack propagation	158

List of Photographs

Photo. 1 Peening media	25
Photo. 2 Damage mechanism by shot peening	25
Photo. 3 Roughness tester	43
Photo. 4 Micro vickers hardness tester	44
Photo. 5 X-ray residual stress measuring system (RIGAKN-MASF2M)	46
Photo. 6 Apparatus of fatigue test machine(INSTRON 8501)	48
Photo. 7 Microstructures of specimen (unpeening)	81
Photo. 8 Microstructures of specimen (shot peening)	81
Photo. 9 Photographs of fracture surface	151
Photo. 10 SEM photographs of fracture surface	152
Photo. 11 Striation of fatigue crack propagation by SEM	154
Photo. 12 Striation of fatigue crack propagation by SEM (high temperature)	155
Photo. 13 Striation of fatigue crack propagation by SEM (low temperature)	156
Photo. 14 Striation of fatigue crack propagation by SEM (stress rate)	157

감사의 글

스프링외길지향 대원강업(주)에 머문지 어느덧 23년의 세월이 흘러갔다. 한국경제발전의 격동기속에서 스프링외길만을 고집하신 창업회장님의 경영방침아래 국내외 스프링제조 경쟁력확보를 위하여 공장자동화에 밤지새는지 모르고 후회없이 뛰어온 것 같다. 수없이 시스템을 구상하고, 제작하고, 시운전하고 또 ... , 그리고 퇴근길 지친몸을 술한잔에 날리지 않았던가. 그러나 마음 한구석 남아있는 공허함은 나를 자꾸 다그치기에 늦으나마 학문의 길을 택하게 되었나 보다.

배움이 부족한 저에게 기회를 주신 허승호사장님과 그리고, 새로운 전공지식과 인생의 새로운길을 알려주신 박경동지도교수님께 감사를 드리고 본 연구에 지도편달을 아끼지 않으신 부산대학교의 강성원교수님과 부경대학교의 김영대교수님, 하만경교수님, 김선진교수님, 임우조교수님, 김민남교수님께 진심으로 감사드립니다. 그리고 본 연구의 압축전류응력 분야에 대한 토론과 발표에 힘써주신 경기공업대의 이승호교수님, 서울산업대학교의 정선균교수님과 정석주교수님, 한양대학교의 김정규교수님, 성균관대학교의 석창성교수님께 감사드립니다.

그리고, 본 연구에 참여하여 불철주야 시험기와 시름해야 했던 부경대 파괴역학연구회의 노영석, 손명균, 류찬욱회원께 감사 드리고, 기술적인 토론과 실험에 대한 아낌없는 지원을 해주신 대원기술연구소의 나의전부사장님, 김기전부장님, 하경준부장님과 김진영차장님께 감사드립니다.

80중반이 넘도록 덧없이 인생을 흘러보내시고도 아직도 나이많은 이 아들 걱정만 하시는 부모님과 불구의 몸을 이끌고 인생을 개척하신 장형님, 그리고 사랑하는 아내와 아들, 딸에게 이 논문을 바칩니다. 특히 이국멀리 캐나다에서 공부에 열념하고 있는 내아들 두성이와 디자인공부를 흥미있게 하고 있는 딸 지현이에게 이 아버지가 모범이 되고자 한다.

松泉 鄭燦淇