



저작자표시 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.
- 이차적 저작물을 작성할 수 있습니다.
- 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#) 

공학박사 학위 논문

표면균열 무해화 기술에 의한
탄소강의 유지 보수 합리화 및 신뢰성
향상에 관한 연구



2023년 8월

부경대학교 대학원

재료공학과

오 창 석

공학박사 학위 논문

표면균열 무해화 기술에 의한
탄소강의 유지 보수 합리화 및 신뢰성
향상에 관한 연구

지도교수 남 기 우

이 논문을 공학박사 학위 논문으로 제출함.

2023년 8월

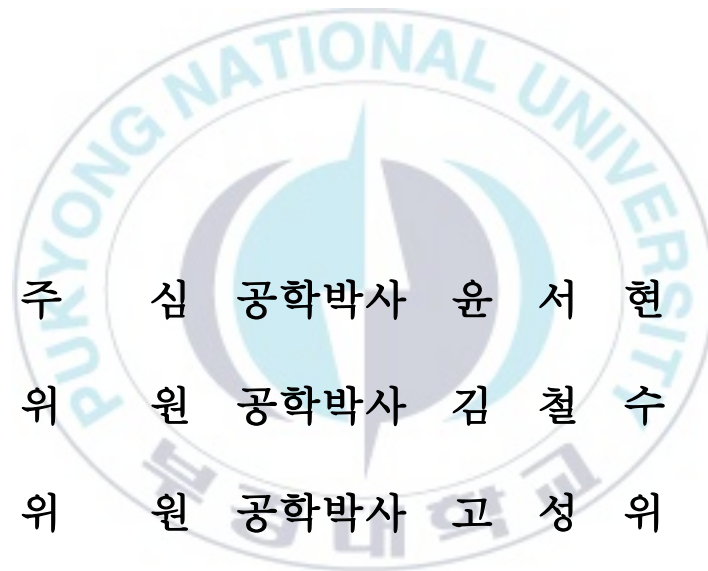
부경대학교 대학원

재료공학과

오 창 석

오창석의 공학박사 학위 논문을 인준함.

2023년 8월 18일



주심 공학박사 윤 서 현 (인)

위원 공학박사 김 철 수 (인)

위원 공학박사 고 성 위 (인)

위원 공학박사 김 재 훈 (인)

위원 공학박사 남 기 우 (인)

목차

Abstract	iii
제1장 서론	1
1.1 연구의 배경 및 목적	2
1.2 논문의 구성 및 개요	5
참고문헌	7
제2장 평가 방법	19
2.1 무해화 균열 크기 평가 방법	20
2.2 결함 검출확률	28
참고문헌	29
제3장 0.44 wt%와 0.61 wt% 탄소강	30
3.1 서언	31
3.2 평가 대상 재료 및 시험편	32
3.3 잔류응력 분포	35
3.4 결과 및 고찰	39
3.4.1 미소균열의 피로한도 평가	39
3.4.2 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml}) 평가	49
3.4.3 표면균열 무해화 기술의 재료 안전에 응용	57
3.5 결론	60
참고문헌	62
제4장 HV가 다른 0.57 wt% 탄소강	64
4.1 서언	65

4.2 평가 대상 재료 및 시험편	66
4.3 잔류응력 분포	68
4.4 결과 및 고찰	71
4.4.1 미소균열의 피로한도 평가	71
4.4.2 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml}) 평가	78
4.4.3 표면균열 무해화 기술의 재료 안전에 응용	83
4.5 결론	86
참고문헌	88
 제5장 SP 및 SSP한 0.57 wt% 탄소강	 89
5.1 서언	90
5.2 평가 대상 재료 및 시험편	91
5.3 잔류응력 분포	93
5.4 결과 및 고찰	96
5.4.1 미소균열의 피로한도 평가	96
5.4.2 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml}) 평가	102
5.4.3 표면균열 무해화 기술의 재료 안전에 응용	109
5.5 결론	111
참고문헌	113
 제6장 결론	 114
 발표논문	 118
 감사의 글	 121

A Study on Reliability Improvement and Rationalization of Maintenance of Carbon Steel by Applying Surface Crack Nondamaging Technology

Chang-Seok Oh

**Department of Materials Science and Engineering, Graduate School,
Pukyong National University**

ABSTRACT : This study evaluated the properties depending on the carbon content using 0.44 wt% carbon steel, 0.61 wt% carbon steel and 0.57 wt% carbon steel (HV470, HV570). The fatigue limit was evaluated based on the size of microcracks. Using the threshold stress intensity factor and compressive residual stress distribution by shot peening(*SP*), the crack aspect ratio (*As*) dependence of the harmless maximum crack depth (a_{hml}) and crack depth, which reduces the fatigue limit of non-*SP* smooth materials by 25% or 50%, was evaluated. The fatigue limit remained almost constant up to a certain limit regardless of the carbon content. However, the fatigue limit decreased rapidly as the crack size increased. As the crack aspect ratio decreased, the fatigue limit of the depth (point *A*) also decreased significantly. In addition, the fatigue limit ratio was lower for steels with high carbon content. The fatigue limit ratio of the depth decreased significantly because the crack propagation in the depth direction was fast as the crack aspect ratio decreased. On the other hand, the fatigue limit ratio of the surface cracks increased as the crack aspect ratio decreased. The harmless crack depth (a_{hml}) of 0.44, 0.57 and 0.61 wt% carbon steels were all determined in depth. The compressive residual stress distribution significantly affects the harmless maximum crack depth (a_{hml}), and the larger the compressive residual stress, the longer the a_{hml} . The crack aspect ratio (*As*) had an effect on a_{hml} , and as it decreased, the value of a_{hml} tended to decrease. Because both 0.44 wt% ($As < 0.6$) and

0.61 wt% carbon steels indicated $a_{hml} > a_{25}$, a_{25} can be rendered harmless, but a_{50} cannot rendered harmless because both steels indicated $a_{hml} < a_{50}$. Meanwhile, for 0.57 wt% carbon steel (HV470, HV570) indicated $a_{hml} > (a_{25}, a_{50})$, a_{25} and a_{50} can be rendered harmless. Hence, for the *SP* performed in 0.57 wt% carbon steel, a a_{25} and a_{50} can ensure the safety and reliability of steels. Because the 0.44 wt% carbon steel indicated $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) < (a_{25}, a_{50})$, the crack depths of a_{25} and a_{50} can be detected using *NDI*. Meanwhile, because 0.61 wt% carbon steel indicated $a_{NDI1} < a_{50}$, crack depth of a_{50} can be detected. In contrast, because 0.61 wt% carbon steel indicated $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > a_{25}$ and $a_{NDI2} > a_{50}$, the crack depths of a_{25} and a_{50} cannot be detected using *NDI*. Because 0.57 wt% carbon steel (470HV, 570HV) indicated $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > (a_{25}, a_{50})$, the crack depths of a_{25} and a_{50} could not be detected using *NDI*. Hence, more sensitive *NDI* technology must be applied to cracks that cannot be detected.

제1장

서론



1.1 연구의 배경 및 목적

1966년 Burdekin 등[1]은 비파괴검사와 파괴역학을 조합한 결함평가기술을 제안한 이후, 이 분야의 연구는 현저하게 발전하였다. 현재까지 많은 규격 등이 제안되어 [2-6], 많은 나라에서 이용되고 있다. 이와 같은 규격에 의하여 기기 및 구조물의 안전성은 더욱 높게 향상되었다.

피로 균열은 일반적으로 재료의 자유 표면에서 시작되기 때문에 구조물의 피로 수명은 표면 조건에 크게 의존하는 것으로 알려져 있다. McKelvey와 Fatemi[7]가 보고한 바와 같이 피로 파괴는 일반적으로 미세균열이 형성되는 표면에서 시작된다. 표면 마감에 따라 미세균열이 이미 존재하여 피로 수명이 많이 감소할 수 있다. 표면 거칠기는 피로 수명에 가장 해로운 요소 중 하나다. Novovic et. 등[8]은 서로 다른 거칠기 매개변수를 평가하면서 피로 수명에 대한 가공된 표면 형태와 integrity의 영향에 대한 문헌 검토를 수행했다. Kattoura[9]는 피로 성능이 표면 미세 구조 및 잔류응력에 관련성이 있다고 하였다. Kumar et. al. [10]는 압축 잔류응력과 소성 변형(냉간 가공)이 피로 성능 향상에 중요하다는 것을 밝혔다.

압축 잔류응력 생성 방법으로 다양한 피닝 방법이 제안되어 있다[11]. 금속 표면은 피닝에 의해 반복적으로 충격을 받고 국부적인 소성 변형 및 결정립 미세화로 Subsurface layer에서 압축 잔류응력이 생성된다. 금속 표면의 압축 잔류응력은 미세균열을 닫고 균열 선단에서 항복 강도를 증가시키기 때문에, 피로 강도가 증가한다[12]. 표면 결함은 금속의 피로 강도가 많이 감소한다. 가공으로 표면 거칠기를 제거하면 내부 결함이 표면에 노출될 수 있습니다.

구조물은 피로 하중을 받고 있으며, 파괴의 80~90%는 피로가 원인이다. 많은 연구자는 피닝으로 피로 강도가 증가한다는 것을 확인하였으며, 용접부 또는 응력집중부는 피닝으로 피로 강도가 증가함을 연구하였다. 한편, 최근에 피닝으로 피로한도를 20~60% 감소시키는 표면균열을 무해화할 수 있는 기술이 개발되었다 [13-31]. 피닝에 의한 무해화 기술은 ‘피닝한 예균열시험편의 피로한도가 피닝한 평활시험편 피로한도 95% 이상으로 되는 것’으로 정의되었다 [32-38]. 표면균열 무해화 기술은 재료 및 구조물의 잠재적으로 은닉된 미세 결함, 용접부 및 응력집중부에 피닝함으로써 무균열 상태와 같이 피로 수명을 증가시킬 수 있는 것이다 [39-41]. 이와 같은 기술은 구조물설계에 안전계수를 증가시키는 효과를 가져올 수 있을 것이다.

Haddad 등[42]은 균열 길이 l 에 미소균열 길이 l_0 를 합하여, 하한계 응력확대계수의 균열 길이 의존성 평가식을 제안하였다. Kitagawa 등[43]은 미세균열 길이가 짧아짐에 따라서 피로 균열 진전의 하한계 응력확대가 감소함을 실험적으로 증명하였다. Tange 등[44]은 미소균열 길이 l_0 를 제거하여 더욱 편리한 평가식을 제안하였다. 이들 식을 사용하여 피로한도 및 하한계 응력확대계수의 균열 길이 의존성을 평가하였다. 한편 Ando 등[45]은 피로 특유의 소성 거동과 응력비를 고려한 하한계 응력확대계수의 균열 길이 의존성 평가식을 제안하여, 미소균열에 대한 특성 및 피닝을 통해 표면 결함을 피로한도 측면에서 무해화할 수 있다는 것을 정도 좋게 평가하였다 [46-59].

본 연구에서는 SP가 피로 강도에 미치는 영향과 SP에 의해 무해화될 수 있는 표면 결함 크기를 명확히 하기 위해, 탄소강에 대해 굽힘 피로 시험을 수행하였다. 금속의 피로 강도는 주로 표면 잔류응력, 경도 및

표면 거칠기에 따라 달라진다. 따라서 피로 시험 결과를 밝히기 위해 SP 처리 후 이들 인자의 변화를 조사하였다. SP에 의해 무해하게 될 수 있는 결함 크기는 파괴역학을 기반으로 추정했다.



1.2 논문의 구성 및 개요

제1장은 연구의 목적, 필요성을 설명하였다.

제2장은 Ando 등이 제안한 피로 특유의 소성 거동과 응력비를 고려한 하한계 응력확대계수의 균열 길이 의존성을 사용하여, 미소균열 크기에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 이 식과 Newman-Raju 식 및 API 식에 의한 값으로 무해화할 수 있는 표면균열 크기를 결정하고, 결함 검출 방법을 설명하였다.

제3장은 0.44 wt%와 0.61 wt% 탄소강을 사용하여, 미소균열에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수 및 쇼트피닝(Shot peening; *SP*)에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, 탄소 함유량에 따르는 무해화 최대 균열 크기(a_{hml})의 균열형상비(Aspect ratio; *As*) 의존성 및 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 *As* 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사로 각각 표면균열 $2c=0.6\text{mm}$, 깊이 $a=0.3\text{mm}$ 및 $2c=1.4\text{mm}$, $a=0.25\text{mm}$ 를 반원 균열로 가정하고, 이들의 검출한계 (a_{NDI1} , a_{NDI2})를 평가하였다.

제4장은 0.57 wt% 탄소강을 열처리하여, 2종류의 비커스경도(Vickers hardness; HV)를 가지는 시험편의 미소균열에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수 및 쇼트피닝(Shot peening; *SP*)에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, HV에 따르는 a_{hml} 의 *As* 의존성 및 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하

는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 As 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사
사로 각각 표면균열 $2c=0.6\text{mm}$, 깊이 $a=0.3\text{mm}$ 및 $2c=1.4\text{mm}$,
 $a=0.25\text{mm}$ 를 받은 균열로 가정하고, 이들의 검출한계(a_{NDI1} , a_{NDI2})를
평가하였다.

제5장은 0.57 wt% 탄소강을 사용하여, 미소균열에 따르는 피로한도를
평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수, 쇼트피닝(Shot peening;
 SP) 및 스트레스 쇼트피닝(Stress shot peening; SSP)에 의한 잔류응
력 분포를 사용하여, 피닝 형태에 따르는 a_{hml} 의 As 의존성 및
 $non-SP$ 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열
깊이 (a_{25} , a_{50})의 As 의존성을 평가하였다.

제6장은 본 논문에서 얻어진 결론을 요약하였다.

참고문헌

1. F. M. Burdekin, D. E.W. Stone, 1966, “The Crack Opening Displacement Approach for Fracture Mechanics in Yielding Materials” , *Journal of Strain Analysis*, Vol. 1, No. 2, pp. 145-153.
2. ASME B&PV Code Section XI, 2013, “Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components” , *The American Society of Mechanical Engineers*.
3. API 579-1/ASME FFS-1, 2007, “Recommended Practice for Fitness-for-Service” , 2nd Edition, *American Petroleum Institute*.
4. WES2805 - 1997, 1997, “Method of Assessment for Fusion Welded Joints with respect to Brittle Fracture and Fatigue Crack Growth” , *The Japan Welding Engineering Society*.
5. HPIS Z 101-1, 2008, “Assessment Procedure for Crack-Like Flaws in Pressure Equipment - Level 1” , *High Pressure Institute of Japan*.
6. JSME S NA1-2008, 2009, 2010, “Nuclear Power Plants Fitness-For-Service Code” , *The Japan Society of Mechanical Engineers*.
7. S. A. McKelvey, A. Fatemi A, 2012, “Surface finish effect on fatigue behavior of forged steel,” *International Journal of Fatigue*, Vol. 36, pp. 130-145. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.08.008>
8. D. Novovic, R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, W. Voice, P. Bowen, 2004, “The effect of machined topography and integrity on fatigue

- life,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, pp. 125–134. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.10.018>
9. M. Kattoura, A. Telang, S. R. Mannava, D. Qian, V. K. Vasudevan, 2018, “Effect of Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification on Residual Stress, Microstructure and Fatigue Behavior of ATI 718Plus Alloy,” *Materials Science and Engineering A*, Vol. 711, pp. 364–377.
10. D. Kumar, S. Idapalapati, W. Wei, 2018, “Microstructural Response and Strain Hardening in Deep Cold Rolled Nickel based Superalloy for Aerospace Application,” *Procedia CIRP*, Vol. 71, pp. 374–379. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.05.044>
11. JIS B 2711, 2005, “Shot Peening”
12. H. Soyama, 2019, “Comparison between the improvements made to the fatigue strength of stainless steel by cavitation peening, water jet peening, shot peening and laser peening,” *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 270, pp. 381–382. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.01.030>
13. P. Peyre, R. Fabbro, P. Merrien, H.P. Lieurade, 1996, “Laser shock processing of aluminium alloys. Application to high cycle fatigue behaviour” , *Materials Science and Engineering A*, Vol. 210, pp. 102–113. [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(95\)10084-9](https://doi.org/10.1016/0921-5093(95)10084-9)
14. J. G. Lee, J. K. Kim, 1997, “Influence of Residual Stress Due to Shot Peening on Fatigue Strength and Life” , *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 21 No. 9, pp.

1498-1506.

<https://doi.org/10.22634/KSME-A.1997.21.9.1498>

15. D. Yonekura, J. Noda, J. Komotori, M. Shimizu, H. Shimizu, 2001, “The fatigue properties of ferrite-pearlite steel modified by WPC process” , *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 67, pp. 1155-1161.
<https://doi.org/10.1299/kikaia.67.1155>
16. J. M. Yang, Y. C. Her, N. Han, A. Caluer, 2001, “Laser shock peening on fatigue behavior of 2024-T3 Al alloy with fastener holes and stopholes” , *Materials Science and Engineering A*, Vol. 298, pp. 296-299
17. S. Tekeli, 2002, “ Enhancement of fatigue strength of SAE 9245 steel by shot peening” , *Materials Letters*, Vol. 57, pp. 604-608.
[https://doi.org/10.1016/S0167-577X\(02\)00838-8](https://doi.org/10.1016/S0167-577X(02)00838-8)
18. K. J. Kim, S. C. Chung, 2002, “An Effect of Warm Shot Peening on the Fatigue Behavior of Suspension Coil Springs” , *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 26, No. 6, pp. 1209-1216.
<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2002.26.6.1209>
19. R. K. Nalla, I. Altenberger, U. Noster, G. Y. Liu, B. Scholtes, R. O. Ritchie, 2003, “On the influence of mechanical surface treatments - deep rolling and laser shock peening - on the fatigue behavior of Ti-6Al-4V at ambient and elevated temperatures” , *Materials Science and Engineering A*, Vol. 355, pp. 216-230.

[https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(03\)00069-8](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(03)00069-8)

20. D. Odhiambo, H. Soyama, 2003, “Cavitation shotless peening for improvement of fatigue strength of carbonized steel” , *International Journal of Fatigue*, Vol. 25, pp. 1217-1222.

[https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(03\)00121-X](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(03)00121-X)

21. K. Masaki, Y. Ochi, T. Matsumura, 2004, “Initiation and propagation behaviour of fatigue cracks in hard-shot peened Type 316L steel in high cycle fatigue” , *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 27, pp. 1137-1145.

<https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2004.00824.x>

22. M. Benedetti, T. Bortolamedi, V. Fontanari, F. Frendo, 2004, “Bending fatigue behaviour of differently shot peened Al 6082 T5 alloy” , *International Journal of Fatigue*, Vol. 26, No. 8, pp. 889-897.

<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2003.12.003>

23. C. M. Suh, G. H. Song, Y. S. Pyoun, 2007, “A Quality Control Method by Ultrasonic Vibration Energy and Diagnosis System at Trimming Process” , *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 21, No. 3, pp. 397-402.

<https://doi.org/10.1007/BF02916300>

24. S. Kikuchi, Y. Nakahara, J. Komotori, 2010, “Fatigue properties of gas nitrided austenitic stainless steel pre-treated with fine particle peening” , *International Journal of Fatigue*, Vol. 32, No. 2, pp. 403-410.

<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2009.07.019>

25. S. Kikuchi, Y. Hirota, J. Komotori, 2011, “Effect of Specimen Hardness and Shot Particle Hardness on Residual Stress and Fatigue Properties of SCM435H Steel Performed by Fine Particle Peening” , *Journal of the Society of Materials Science Japan*, Vol. 60, No. 6, pp. 547-553.

<https://doi.org/10.2472/jsms.60.547>

26. Y. K. Gao, 2011, “Improvement of fatigue property in 7050-T7451 aluminum alloy by laser peening and shot peening” , *Materials Science and Engineering A*, Vol. 528, pp. 3823-3828.

<https://doi.org/10.1016/j.msea.2011.01.077>

27. M. S. Suh, C. M. Suh, Y. S. Pyun, 2013, “Very high cycle fatigue characteristics of a chrome-molybdenum steel treated by ultrasonic nanocrystal surface modification technique” , *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 36, pp. 769-778.

<https://doi.org/10.1111/ffe.12045>

28. H. H. Yeom, M. G. Lee, C. M. Lee, Y. H. Jeon, 2013, “Effect of Surface Treatment on Fatigue Strength of SCM440” , *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, Vol. 30, No. 8, pp. 779-784.

<http://dx.doi.org/10.7736/KSPE.2013.30.8.779>

29. J. Arakawa, M. Kakuta, Y. Hayashi, R. Tanegashima, H. Akebono, M. Kato, A. Sugeta, 2014, “Fatigue strength of USP treated ASTM CA6NM for hydraulic turbine runner” , *Surface Engineering*, Vol.

30, No. 9, pp. 662-669.

<https://doi.org/10.1179/1743294414Y.0000000308>

30. K. Takahashi, H. Osedo, T. Suzuki, S. Fukuda, 2018, “Fatigue strength improvement of an aluminum alloy with a crack-like surface defect using shot peening and cavitation peening” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 193, pp. 151-161.

<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.02.013>

31. H. Soyama, C. R. Chighizola, M. R. Hill, 2021, “Effect of compressive residual stress introduced by cavitation peening and shot peening on the improvement of fatigue strength of stainless steel” , *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 288, 116877.

<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116877>

32. M. Nakagawa, K. Takahashi, T. Osada, H. Okada, H. Koike, 2014, “Improvement in FATigue Limit by Shot Peening for High-strength Steel Containing Crack-like Surface Defect (Influence of Surface Crack Aspect Ratio)” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2014, No. 58, pp. 13-18.

<http://dx.doi.org/10.5346/trbane.2014.13>

33. K. Takahashi, T. Amano, K. Ando, F. Takahashi, 2011, “Improvement of Fatigue Limit by Shot Peening for High-Strength Steel Containing a Crack-like Surface Defect” , *International Journal of Structural Integrity*, Vol. 2, No. 3, pp. 281-292.

<http://dx.doi.org/10.1108/17579861111162888>

34. K. Takahashi, H. Okada., K. Ando, 2012, “Effects of Shot Peening on the Torsional Fatigue Limit of High-Strength Steel Containing an Artificial Surface Defect” , *International Journal of Structural Integrity*, Vol. 3, No. 3, pp. 274-284.
<http://dx.doi.org/10.1108/17579861211264389>
35. K. Houjou, K. Takahashi, K. Ando, 2013, “Improvement of Fatigue Limit by Shot Peening for High-Tensile Strength Steel Containing a Crack in the Stress Concentration Zone” , *International Journal of Structural Integrity*, Vol. 4, No. 2, pp. 258-266.
<http://dx.doi.org/10.1108/17579861311321726>
36. J. Yasuda, K. Takahashi, H. Okada, 2014, “Improvement of Fatigue Limit by Shot Peening for High-Strength Steel Containing a Crack like Surface Defect -Influence of Stress Ratio-” , *International Journal of Structural Integrity*, Vol. 5, No. 1, pp. 45-59.
<http://dx.doi.org/10.1108/IJSI-07-2013-0012>
37. K. Takahashi, H. Osedo, T. Suzuki, S. Fukuda, 2018, “Fatigue Strength Improvement of an Aluminum Alloy with a Crack-Like Surface Defect Using Shot Peening and Cavitation Peening” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 193, No. 15, pp. 151-161.
<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.02.013>
38. F. Takahashi, 2008, “Improvement of fatigue limit and acceptable surface defect size for spring steel by shot peening” , Ph.D Dissertation of *Yokohama National University*.
39. X. Zhao, D. Wang, L. Huo, 2011, “Analysis of the S-N curves of

welded joints enhanced by ultrasonic peening treatment” , *Materials & Design*, Vol. 32, pp. 88-96.

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2010.06.030>

40. A. Abdullah, M. Malaki, A. Eskandari, 2012, “Strength enhancement of the welded structures by ultrasonic peening” , *Materials & Design*, Vol. 38, pp. 7-18.

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2012.01.040>

41. K. Takahashi, Y. Kogishi, N. Shibuya, F. Kumeno, 2020, “IEffects of laser peening on the fatigue strength and defect tolerance of aluminum alloy “, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 43, No. 4, pp. 845-846.

<https://doi.org/10.1111/ffe.13201>

42. M. H. El Haddad, T. H. Topper, K. N. Smith, 1979, “Prediction of non-propagating cracks” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 11, No. 3, pp. 573-584.

[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(79\)90081-X](https://doi.org/10.1016/0013-7944(79)90081-X)

43. H. Kitagawa, S. Takahashi, 1976, “Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage” , In: *Proc. 2nd Intern. Conf. Mech. Behav. Mater.*, Boston, ASM, Cleveland, Ohio, pp. 627-631.

44. A. Tange, T. Akutu, N. Takamura, 1991, “Relation between shot-peening residual stress distribution and fatigue crack propagation life in spring steel” , *Transactions of JSSE*, Vol. 1991, No. 36, pp. 47-53.

45. K. Ando, R. Fueki, K. W. Nam, K. Matsui, K. Takahashi, 2019, “A Study on the unification of the threshold stress intensity factor for micro crack growth” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2019, No. 64, pp. 39-44.
<https://doi.org/10.5346/trbane.2019.39>
46. J. Y. Hyun, M. H. Kim, K. W. Nam, 2019, “Crack Length Dependence of Threshold Stress Intensity Factor of Finite Plates with Semi-Elliptical Crack” , *Journal of the Korean Society for Power System Engineering*, Vol. 23, No. 4, pp. 14-21.
<https://doi.org/10.9726/kspse.2019.23.4.014>
47. J. Y. Hyun, M. H. Kim, K. W. Nam, 2019, “Study of Threshold Stress Intensity Factor and Fatigue Limit for Short Crack Growth of HV470 Steel” , *Journal of the Korean Society for Power System Engineering*, Vol. 23, No. 5, pp. 5-12.
<http://dx.doi.org/10.9726/kspse.2019.23.5.005>
48. M. H. Kim, J. Y. Hyun, K. W. Nam, 2020, “Evaluation of Harmless Crack Size using Ando’ s Equation” , *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 34, No. 5, pp. 1971-1977.
<https://doi.org/10.1007/s12206-020-0418-7>
49. K. Ando, K. W. Nam, M. H. Kim, T. Ishii, K. Takahashi, 2020, “Analysis of Peculiar Fatigue Fracture Behavior of Shot Peened Steels Focusing on Threshold Stress Intensity Factor Range” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2020, No. 65, pp. 35-42.
<https://doi.org/10.5346/trbane.2020.35>

50. K. Ando, K. W. Nam, M. H. Kim, K. Takahashi, 2020, "Improvement of Reliability of Fatigue Properties of High Strength Steel Applying Surface Crack Non-damaging Technology", *High Pressure Institute of Japan*, Vol. 58, No. 5, pp. 263-271.
51. M. H. Kim, H. S. Park, K W. Nam, 2020, "A Study on the Threshold Stress Intensity Factor and Fatigue limit of Short Crack Growth", *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 44, No. 11, pp. 781-786.
<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2020.44.11.781>
52. K. Ando, M. H. Kim, K. W. Nam., 2021, "Analysis on peculiar fatigue fracture behaviour of shot peened metal using new threshold stress intensity factor range equation", *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 44, Issue 2, pp. 306-316.
<https://doi.org/10.1111/ffe.13356>
- 53 H. S. Park, M. H. Kim, K. W. Nam, 2021, "Study of Threshold Stress Intensity Factor and Fatigue Limit for Through Crack in Infinite Plate and Semi-Elliptical Surface Crack in Finite Plate", *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 45, No. 2, pp. 133-139.
<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2021.45.2.133>
54. K. W. Nam, K. Ando, M. H. Kim, K. Takahashi, 2021, "Improving Reliability of High Strength Material Designed Against Fatigue Limit using Surface Crack Nondamaging Technology", *Fatigue & Fracture*

of Engineering Materials & Structures. Vol. 44, No. 6, pp. 1602-1610.

<https://doi.org/10.1111/ffe.13460>

55. K. W. Nam, J. E. Paeng, K. H. Gu, D. J. Son, 2021, " A Peculiar Fatigue Characteristics Evaluation of Laser-Peened STS304 ", *Journal of Power System Engineering*, Vol. 25, No. 3, pp. 38-45.

<https://doi.org/10.9726/kspse.2021.25.3.038>

56. K. W. Nam, M. H. Kim, K. H. Gu, C. Y. Park, 2021, " Rendered Harmless of Surface Crack with Different Crack Aspect Ratio in Ultrasonic Peened STS316L Steel ", *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 45, No. 8, pp. 629-635.

<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2021.45.8.629>

57. C. Y. Park, K. H. Gu, K. W. Nam, 2021, " Reliability Improvement for Fatigue Characteristics of STS316L Steel using Surface Crack Non-damaging Technology ", *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 45, No. 9, pp. 741-749.

<https://doi.org/10.3795/KSME-A.2021.45.9.741>

58. M. H. Kim, W. G. Lee, C. S. Kim, K. Takahashi, M. Handa, K. W. Nam, 2021, " Evaluation of Fatigue Limit and Harmless Crack Size of Needle Peened Offshore Structure Steel F690 ", *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 35, No. 9, pp. 3855-3862.

<https://doi.org/10.1007/s12206-021-2109-4>

59. W. G. Lee, K. H. Gu, C. S. Kim, K. W. Nam, 2021, " Reliability Improvement of Offshore Structural Steel F690 using Surface Crack

Nondamaging Technology “, *Journal of Ocean Engineering and Technology*, Vol. 35, No. 6, pp. 00-00.



제2장

평가 방법



2.1 무해화 균열 크기 평가 방법

무한 판에 어떤 관통균열이 존재하는 경우, 하한계 응력확대계수(ΔK_{th})는 식(2.1)로 평가할 수 있다 [1].

$$\Delta K_{th} = 2\Delta\sigma_w \sqrt{\frac{c}{\pi}} \cos^{-1} \left[\left\{ \frac{\pi}{8c} \left(\frac{\Delta K_{th(l)}}{\Delta\sigma_w} \right)^2 + 1 \right\}^{-1} \right] \quad (2.1)$$

여기서, ΔK_{th} 및 $\Delta K_{th(l)}$ 은 각각 임의 균열 및 긴 균열의 하한계 응력확대계수이다. $\Delta\sigma_w$ 는 평활시험편의 피로한도, c 는 무한 판의 관통균열 길이 절반, $\Delta K_{th(l)}$ 은 긴 균열의 하한계 응력확대계수이다.

무한 판에 균열 길이 $2c_0$ 의 관통균열이 균일한 인장 응력 σ_T 를 받을 때, 응력확대계수 K 는 식(2.2)로 주어진다.

$$K = \sigma_T \sqrt{\pi c_0} \quad (2.2)$$

한편, 유한 판의 반타원형 표면균열의 K 는 Newman-Raju 식[2]으로 평가할 수 있다. Fig. 2.1과 같이 유한 판에 길이 $2c$, 깊이 a 의 반타원형 균열이 균일한 인장 응력 σ_T 를 받을 때의 K 는 식(2.3)으로 주어진다.

$$K = \frac{F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right)}{\sqrt{Q\left(\frac{a}{c}\right)}} \sigma_T \sqrt{\pi a} = \alpha \sigma_T \sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

여기서 F 및 Q 는 형상 보정함수, t 는 유한 판의 두께, b 는 유한 판 폭의 절반, ϕ 는 K 를 평가하는 반타원형 표면균열의 각이다. 식(2.3)의 α 는 형상 보정함수를 정리하여 나타낸 것이다. 유한 판의 반타원형 표면균열이 응력을 받는 경우, 같은 응력에서 같은 K 가 얻어지는 무한 판의 관통균열을 등가 균열 길이 c_e 라 하면, 식(2.2) 및 식(2.3)에서 식(2.4)가 성립한다.

$$K = \sigma_T \sqrt{\pi c_e} = \alpha \sigma_T \sqrt{\pi a} \quad (2.4)$$

식(2.4)를 정리하면, c_e 와 a 의 관계는 식(2.5)로 주어진다.

$$\sqrt{c_e} = \alpha \sqrt{a} \quad (2.5)$$

따라서 유한 판의 반타원형 표면균열이 인장 응력을 받을 때, ΔK_{th} 의 균열 길이의 의존성은 식(2.1)의 c 에 식(2.5)의 c_e 를 대입함으로써 식(2.6)으로 평가할 수 있다.

$$\Delta K_{th} = 2\alpha \Delta \sigma_w \sqrt{\frac{a}{\pi}} \cos^{-1} \left[\left\{ \frac{\pi}{8\alpha^2 a} \left(\frac{\Delta K_{th(l)}}{\Delta \sigma_w} \right)^2 + 1 \right\}^{-1} \right] \quad (2.6)$$

또, Fig. 2.1과 같이 유한 판에 길이 $2c$, 깊이 a 의 반타원형 균열이 균일한 굽힘 응력 σ_B 를 받을 때의 K 는 식(2.7)으로 주어진다.

$$K = \frac{H\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right) F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right)}{\sqrt{Q\left(\frac{a}{c}\right)}} \sigma_B \sqrt{\pi a} = \beta \sigma_B \sqrt{\pi a} \quad (2.7)$$

여기서, H 는 굽힘 응력에 대한 보정함수, β 는 보정함수를 정리한 형상 보정계수이다. 식(2.3)과 식(2.6)의 H, F 및 Q 는 Newman-Raju 식[2]에서 다음과 같이 주어진다.

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}$$

$$F = \left[M_1 + M_2(a/t)^2 + M_3(a/t)^4 \right] * f_\phi * g * f_w$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^p \phi$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + a/c)$$

$$M_3 = 0.5 - 1.0/(0.65 + a/c) + 14(1.0 - a/c)^{24}$$

$$f_\phi = [(a/c)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi]^{1/4}$$

$$g = 1 + [0.1 + 0.35(a/t)^2] [1 - \sin \phi]^2$$

$$f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{\frac{a}{c}} \right) \right]^{1/2}$$

$$p = 0.2 + a/c + 0.6(a/t)$$

$$H_1 = 1 - 0.34(a/t) - 0.11(a/c)(a/t)$$

$$H_2 = 1 + G_1(a/t) + G_2(a/t)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a/c)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05(a/c)^{0.75} + 0.47(a/c)^{1.5}$$

유한 판의 반타원형 표면균열이 굽힌 응력을 받을 때, ΔK_{th} 의 균열 길이의 의존성은 식(2.6)의 α 에 β 를 대입함으로써 식(2.8)로 평가할 수 있다.

$$\Delta K_{th} = 2\beta\Delta\sigma_w \sqrt{\frac{a}{\pi}} \cos^{-1} \left[\left\{ \frac{\pi}{8\beta^2 a} \left(\frac{\Delta K_{th(l)}}{\Delta\sigma_w} \right)^2 + 1 \right\}^{-1} \right] \quad (2.8)$$

유한 판의 경우, 균열 시험편의 피로한도($\Delta\sigma_{wc}$)는 식(2.9)로 평가한다.

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_{wc} \sqrt{\pi a} \quad (2.9)$$

여기서 a 는 반타원형 균열 깊이, α_A 및 β_A 는 각각 유한 판의 시험편이 인장 응력 또는 굽힌 응력을 받는 경우, 균열 깊이(A점)에서 Newman-Raju 식[2]에서 주어지는 형상 보정계수이다. 최표면부(C점)의 c_e 를 평가하는 경우에는 α_A 및 β_A 를 α_C 및 β_C 로 바꾸면 된다 [1].

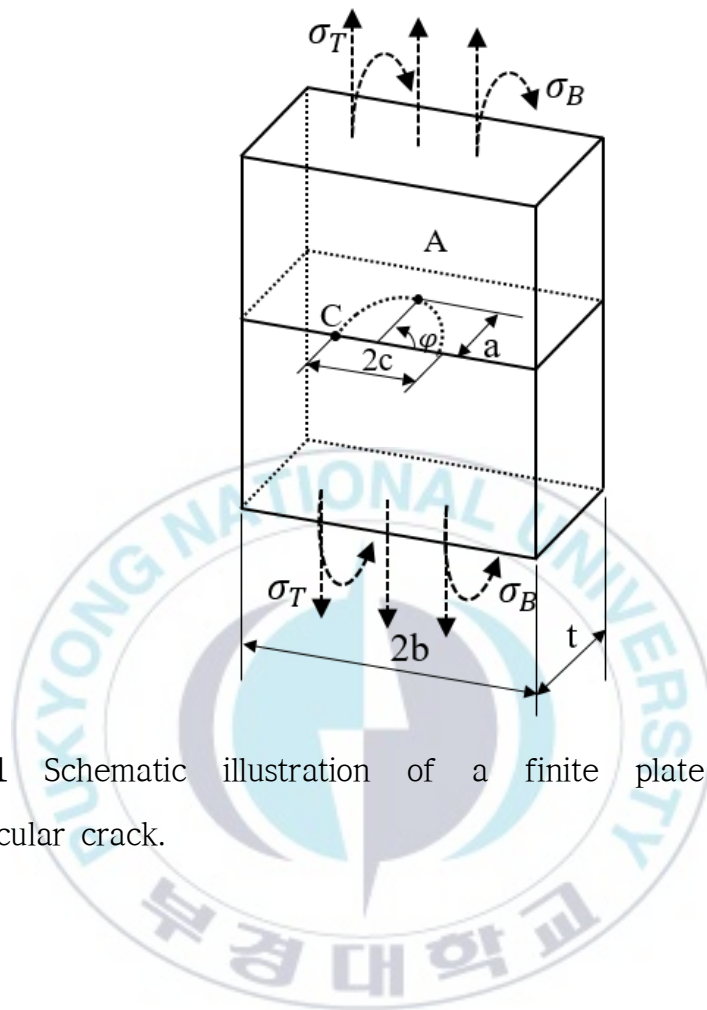


Fig. 2.1 Schematic illustration of a finite plate containing a semi-circular crack.

non-SP 평활시험편의 피로한도 저하율이 25% 및 50%에 상당하는 균열 깊이를 각각 a_{25} 및 a_{50} 이라 정의하였다. 본 해석에서 피로한도에 대한 안전률 N 은 ASME규격[3]을 참조하여 $N=2.0$ 이라 정의하였다. 그 때문에 피로한도 25% 감소시키는 균열은 안전률을 1.5까지 감소시키므로, 비파괴검사에서 반드시 검출해야 한다. 또, $N = 2.0$ 의 경우, 어떤 기간 사용 후에 존재할 가능성이 있는 최대 균열은 피로한도를 50% 감소시키는 균열(a_{50})이다. 따라서 깊이가 a_{50} 인 균열을 *SP*로 무해화할 수 있으면, 내부결함이 없는 한 표면균열 무해화 기술만으로 안전성을 보장할 수 있다.

a_{25} 와 a_{50} 의 평가는 식(2.10)으로 한다.

$$\Delta K_{ap} = \Delta K_{th} \quad (2.10)$$

여기서, ΔK_{ap} 는 굽힘 응력에 의한 응력확대계수이고, Newman-Raju 식[2]으로 평가하였다. 또한, a_{25} 와 a_{50} 의 평가는 각각 평활시험편의 피로한도보다 25% 또는 50% 낮은 작용 응력의 응력확대계수이다. 이 경우에는 균열 깊이(A점)와 균열 표면부(C점)에서 평가하고, 작은 균열을 사용한다.

*SP*의 응력확대계수의 변동폭(ΔK_{Tr})은 반복응력의 응력확대계수와 압축 잔류응력의 응력확대계수 합 식 (2.11)로 구한다.

$$\Delta K_{Tr} = \Delta K_{ap} + K_r \quad (2.11)$$

*SP*로 무해화 가능한 균열의 크기(a_{hml})는 ΔK_{Tr} 양의 값만이 피로 균

열 전파에 유효한 그것으로 판단한다. 따라서 SP 시험편에서 균열 무해화 조건은 식(2.12)로 나타낼 수 있다.

$$\Delta K_{Tr} = \Delta K_{th} \quad (2.12)$$

여기서 K_r 은 API-RP579[4]에 4차 다항식으로 나타내는 압축 잔류응력에 의한 표면균열의 응력확대계수 평가식을 사용하였다. 유한 판에 존재하는 표면균열의 응력확대계수는 식(2.13)으로 평가할 수 있다.

$$K_r = \left[G_0 \sigma_0 + G_1 \sigma_1 \left(\frac{a}{t} \right) + G_2 \sigma_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + G_3 \sigma_3 \left(\frac{a}{t} \right)^3 + G_4 \sigma_4 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} f_w \quad (2.13)$$

$$Q = 1.0 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65}$$

$$f_w = \left\{ \sec \left(\frac{\pi c}{2W} \sqrt{\frac{a}{c}} \right) \right\}^{0.5}$$

여기서 $G_0 \sim G_4$ 는 API-RP579에 의한 응력확대계수의 보정계수이다. a 및 c 는 각각 균열의 깊이와 균열의 표면길이의 절반을 나타낸다. W 및 t 는 각각 판 폭 및 판 두께이다. $\sigma_0 \sim \sigma_4$ 는 식(2.14)를 사용하여, 압축 잔류응력 분포를 4차 다항식으로 나타내었을 때, 얻어지는 계수이다.

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t} \right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t} \right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t} \right)^4 \quad (2.14)$$

여기서 x 는 표면에서 깊이 방향의 거리를 나타낸다. 쇼트피닝에 의한 압축 잔류응력 분포를 4차 다항식으로 나타내어, 식(2.13)에 의하여 K_r 을 평가한다.



2.2 결함 검출확률

Rummel 등[5]은 반타원형 피로 균열 검출확률이 가장 높은 비파괴검사법은 초음파탐상법이라 하였다. 실험실 최적 조건에서 100% 검출확률의 균열은 $2c=12\text{mm}$, $a=4\text{mm}$ 였다 [6]. 또, 실험실 최적 조건에서 검출된 최소 균열 치수는 초음파탐상법이 최고이고, 깊이 및 길이는 0.17mm 이다 [5].

최근에 비파괴분야 기술이 진보하여, 깊이 0.4mm 의 응력 부식균열을 검출하였지만 [7], 길이가 기록되어 있지 않으므로 반원 균열로 가정하였다. 이상을 고려하여 매우 고성능인 초음파탐상법은 $2c=0.6\text{mm}$, $a=0.3\text{mm}$ 의 반원 균열을 실용적인 관점에서 충분하게 균열을 검출할 수 있는 확률이라 가정하였다. 이때의 균열면적을 S_{NDI1} 이라 하고, 균열 깊이를 a_{NDI1} 이라 하였다. 한편, Rummel 등[5]의 연구에서 60% 검출확률의 피로 균열 치수는 $2c=1.4\text{mm}$, $a=0.25\text{mm}$ 였다 [6]. 이때의 균열면적을 S_{NDI2} 이라 하고, 균열 깊이를 a_{NDI2} 이라 하였다. 초음파탐상법은 균열면에서 반사 에코를 계측하는 경우를 고려하면, 에코 강도는 균열면적에 의존한다고 할 수 있다. 반타원형 균열의 면적(S)은 식(2.15)로 나타낸다.

$$S = \pi ac/2 \quad (2.15)$$

즉, 균열형상비(A_s)가 변하여도, 반타원형 균열 면적 S 가 같으면, 균열 검출확률은 같다고 할 수 있다. 그래서 검출 가능한 최대 균열 깊이(a_{NDI})와 A_s 의 관계는 식(2.16)으로 나타낸다.

$$S_{NDI} = \pi a_{NDI}^2 / 2A_s \quad (2.16)$$

참고문헌

1. K. Ando, R. Fueki, K. W. Nam, K. Matsui, K. Takahashi, 2019, “A Study on the unification of the threshold stress intensity factor for micro crack growth” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2019, No. 64, pp. 39-44.
<https://doi.org/10.5346/trbane.2019.39>
2. J. C. Newman Jr, I. S. Raju, 1981, “An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 15, pp. 185-192.
[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(81\)90116-8](https://doi.org/10.1016/0013-7944(81)90116-8)
3. ASME B&PV Code Section XI, 2013, “Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components” , *The American Society of Mechanical Engineers*.
4. American Petroleum Institute, 2000, “Recommended Oractice 579, Fitness for Service” , *American Petroleum Institute*, pp. C3-C10.
5. W. D. Rummel, P. H. Todd Jr, S. A. Frecska, R. A. Rathke, 1974, “The Detection of Fatigue Cracks by Nondestructive Testing Methods” , *NASA Technical Report*, NASA-CR-2369.
6. Y. Mizutani, 2008, “Nondestructive inspection of metal fatigue,” *Industrial Materials (Japan)*. Vol. 56, No. 7, pp. 86-89.
7. M. Ochiai, T. Miura, S. Yamamoto, 2006, “Laser-Ultrasonic

Nondestructive Testing and Its Application to Nuclear Industry,”
Toshiba Review, Vol. 61, No. 1, pp. 44-47.

제3장

0.44 wt%와 0.61 wt% 탄소강



3.1 서언

본 장에서는 0.44 wt%와 0.61 wt% 탄소강을 사용하여, 미소균열에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수 및 쇼트피닝(Shot peening; *SP*)에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, 탄소 함유량에 따르는 무해화 최대 균열 크기(a_{hml})의 균열형상비(Aspect ratio; As)의 존성 및 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 As 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사로 각각 표면균열 $2c=0.6\text{mm}$, 깊이 $a=0.3\text{mm}$ 및 $2c=1.4\text{mm}$, $a=0.25\text{mm}$ 를 반원 균열로 가정하고, 이들의 검출한계(a_{NDI1} , a_{NDI2})를 평가하였다.

3.2 평가 대상 재료 및 시험편

해석 대상 재료는 0.44 wt% 탄소강의 기계구조용 강과 0.61 wt% 탄소강의 스프링강을 사용하였다. 화학적 성분과 기계적 특성을 각각 Table 3.1과 3.2에 나타낸다. 해석 대상 구조 모델은 Fig. 3.1에 나타내듯이 판 폭 $2W=400\text{mm}$, 두께 $t=20\text{mm}$, 응력비 $R=-1$ 의 굽힘 피로 응력[1]을 받는 경우이다.

재료 표면에 균열 깊이(a), 표면의 균열 길이($2c$)의 반타원형 표면균열이 존재하고 있다. 균열형상비는 $As=a/c$ 로 정의한다. As 는 1.0, 0.6, 0.3 및 0.1로 4종류 가정하였다.

Table 3.1 Chemical compositions. (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
0.44 wt% carbon steel	0.44	0.25	0.77	0.02	0.02	0.08	0.01	0.05
0.61 wt% carbon steel	0.61	0.27	0.84	0.01	0.01	0.83	0.03	0.12

Table 3.2 Mechanical properties

	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
0.44 wt% carbon steel	425.5	652.1	20
0.61 wt% carbon steel	936.4	1,033.3	9.9

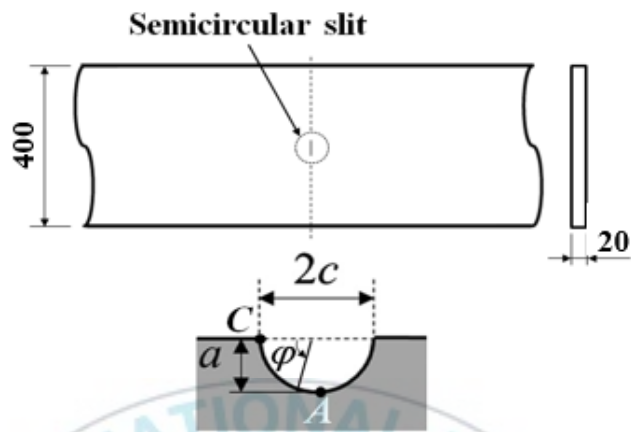


Fig. 3.1 Schematic of a finite plate containing a semicircular crack.



3.3 잔류응력 분포

Fig. 3.2는 쇼트피닝(shot peening; *SP*)에 의한 압축 잔류응력 분포를 나타낸다. ●는 0.44 wt% 탄소강이고, ○는 0.61 wt% 탄소강이다. 0.44 wt% 탄소강의 압축 잔류응력은 문헌[1]에서 인용하였다. 이때 *SP* 조건과 잔류응력 측정 조건은 Table 3.3과 Table 3.4에 나타낸다. 표면의 압축 잔류응력 σ_{rs} 은 -175.6MPa이고, 최대 압축 잔류응력 σ_{rmax} 은 깊이(a) 0.075mm에서 -241.1MPa이었다. *non-SP* 평활시험편의 회전 피로한도($\Delta\sigma_w$)는 275MPa이고, *SP* 평활시험편의 회전 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)는 350MPa이다. 또, 긴 균열의 하한계 응력확대계수 $K_{th(l)}$ 는 $9.19MPa\sqrt{m}$ 를 사용하였다 [2].

한편, 0.61 wt% 탄소강의 잔류응력은 문헌[1]에서 인용하였다. 이때 *SP* 조건과 잔류응력 측정 조건은 Table 3.5와 Table 3.6에 나타낸다. 표면의 잔류응력 σ_{rs} 은 -276.7MPa이고, 최대 압축 잔류응력 σ_{rmax} 은 깊이(a) 0.075mm에서 -318.8MPa이었다. *non-SP* 평활시험편의 회전 피로한도($\Delta\sigma_w$)는 450MPa이고, *SP* 평활시험편의 회전 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)는 550MPa이다. 또, 긴 균열의 하한계 응력확대계수 $\Delta K_{th(l)}$ 는 $6.09MPa\sqrt{m}$ 를 사용하였다[3].

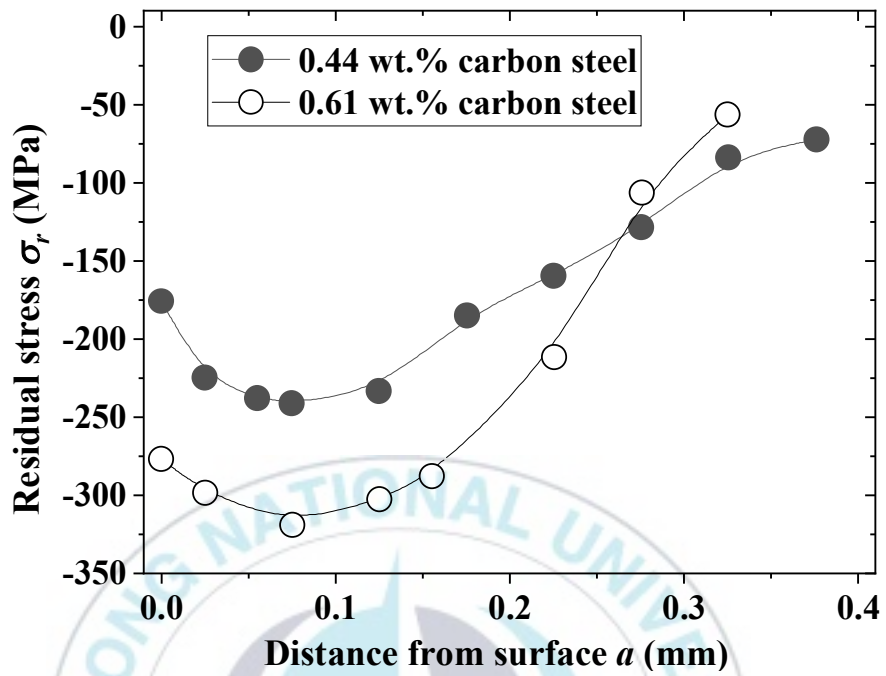


Fig. 3.2 Compressive residual stress distribution of 0.44 wt% carbon steel and 0.61 wt% carbon steel.

Table 3.3 Conditions of shot peening for 0.44 wt% carbon steel.

Shot diameter (mm)	Shot velocity (m/sec)	Impeller angle (°)	Time (min)	Current (A)	Coverage (%)	Arc height (mm)
0.6	56.7	120	14	27	90	0.38

Table 3.4 The measurement conditions of residual stresses for 0.44 wt% carbon steel.

X-ray diffraction	Condition
X-ray source	Target Cr-V Voltage 30 kV Current 10 mA
Injection angle	0° , 15° , 30° , 45°
Calculation method	2θ - $\sin^2 \phi$ method
2θ	140° ~ 170°
Detector	Scintillation counter

Table 3.5 Conditions of shot peening for 0.61 wt% carbon steel.

Shot diameter (mm)	Air pressure (MPa)	Shot hardness (HV)	Time (sec)	Shot distance (mm)	Coverage (%)	Arc height (mm)
0.67	0.62	600	40	100	300	0.52

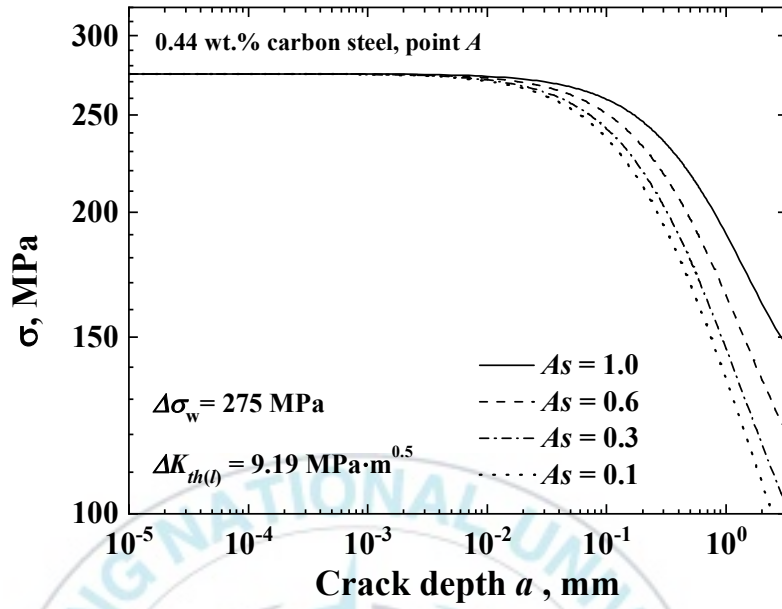
Table 3.6 The measurement conditions of residual stresses for 0.61 wt% carbon steel.

X-ray diffraction	Condition
X-ray source	$Cr-K_{\alpha}$
Collimator diameter	2 mm
Calculation method	$2\theta - \sin^2 \psi$ method
2θ	$140^{\circ} \sim 170^{\circ}$

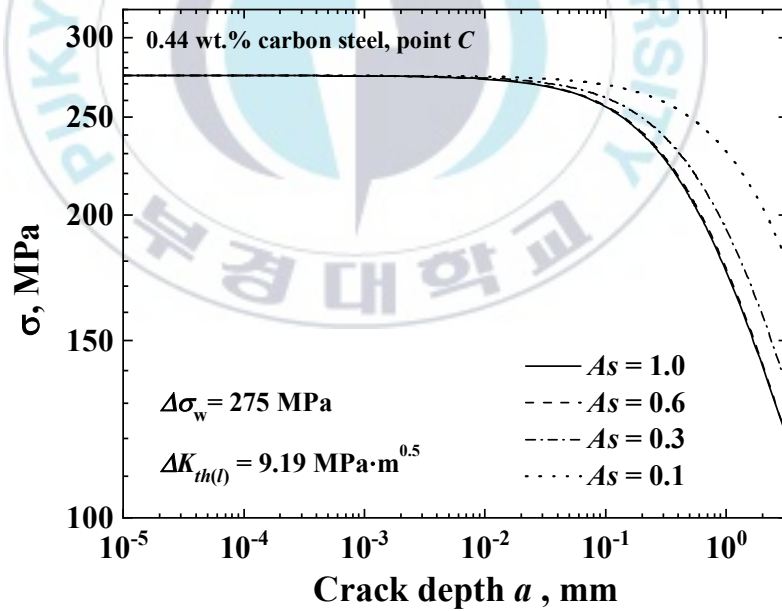
3.4 결과 및 고찰

3.4.1 미소균열의 피로한도 평가

Fig. 3.3은 0.44 wt% 탄소강 유한 판의 미소균열 크기, 즉, 균열형상비 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 에 따르는 피로한도를 나타낸다. Fig. 3.3(a)는 Fig. 3.1의 균열 깊이(A점)의 결과이고, Fig. 3.3(b)는 Fig. 3.1의 균열표면(C점)의 결과이다. Fig. 3.3은 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정한 피로한도를 나타내지만, 그 이후에 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다. 구체적으로 살펴보면, Fig. 3.3(a)의 피로한도는 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{wc}=260, 250, 243$ 및 238MPa 이다. 이같이 As 가 작을수록 피로한도의 감소가 더 많이 나타났다. 이것은 작은 As 의 표면균열이 길어서 피로 하중을 받으면, 균열 깊이가 먼저 진전하기 때문이다. Fig. 3.3(b)의 피로한도는 역시 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. 이것은 표면균열의 피로한도를 균열 깊이에 대하여 나타낸 것이다. 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{wc}=256, 257, 261$ 및 269MPa 이다. 이같이 표면균열의 피로한도는 As 가 작을수록 피로한도의 감소가 더 작게 나타났다. 이것은 Fig. 3.3(a)의 결과와 정반대 경향으로 작은 As 의 표면균열이 길어서 피로 하중을 받으면, 균열 깊이가 먼저 진전하기 때문이다.



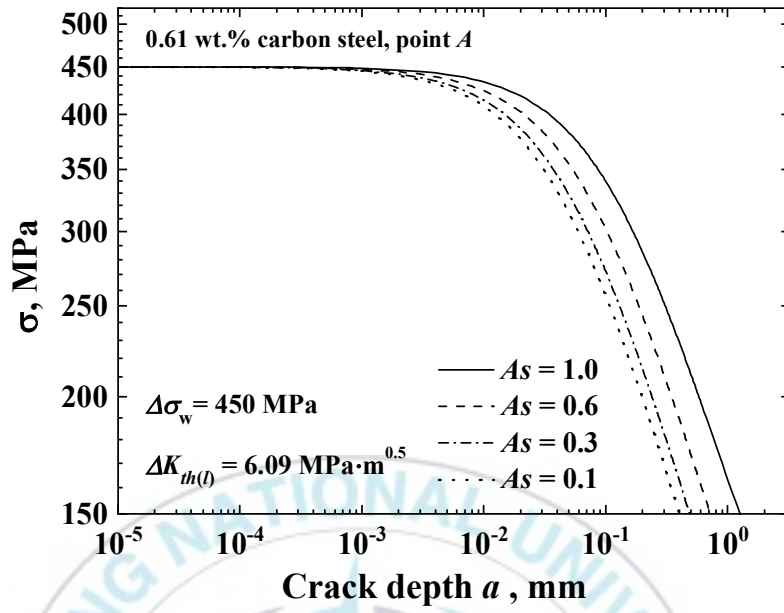
(a)



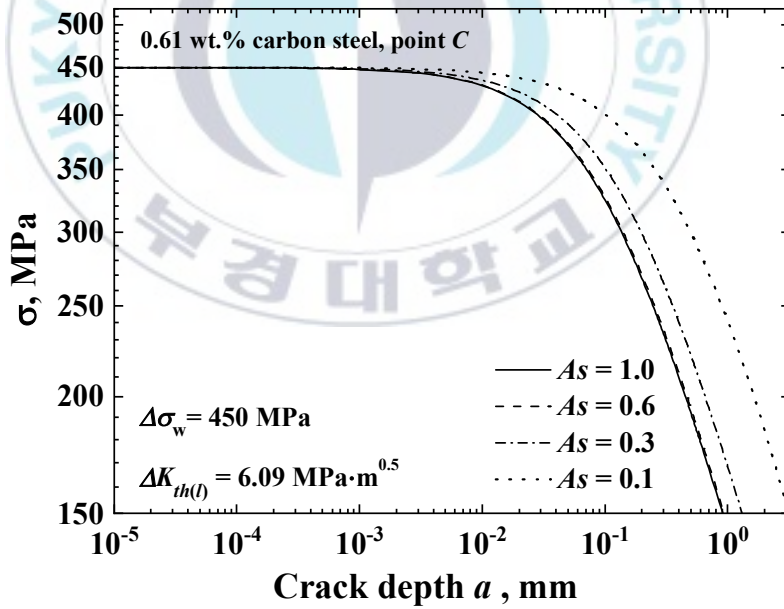
(b)

Fig. 3.3 Fatigue limit according to the size of micro crack in case of 0.44 wt% carbon steel. (a) point *A*, (b) point *C*

Fig. 3.4는 0.61 wt% 탄소강 유한 판의 미소균열 크기, 즉, 균열형상비 $As = 1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 에 따르는 피로한도를 나타낸다. Fig. 3.4(a)는 Fig. 3.1의 균열 깊이(A점)의 결과이고, Fig. 3.4(b)는 Fig. 3.1의 균열표면(C점)의 결과이다. 0.44 wt% 탄소강과 마찬가지로 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정한 피로한도를 나타내지만, 그 이후에 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다. 상세하게 살펴보면, Fig. 3.4(a)의 피로한도는 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{wc}=340, 304, 271$ 및 256MPa 이다. 이같이, As 가 작을수록 피로한도의 감소가 더 많이 나타났다. 이것은 0.44 wt% 탄소강과 같은 경향이다. 작은 As 의 표면균열이 길어서 피로 하중을 받으면, 균열 깊이가 먼저 진전하기 때문이다. 그러나 0.61 wt% 탄소강의 피로한도 감소율은 0.44 wt% 탄소강보다 더 많이 나타났다. Fig. 3.4(b)의 피로한도는 역시 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. 이것은 표면균열의 피로한도를 균열 깊이에 대하여 나타낸 것이다. 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{wc}=324, 326, 351$ 및 401MPa 이다. 이같이 표면균열의 피로한도는 As 가 작을수록 피로한도의 감소가 더 작게 나타났다. 이것은 Fig. 3.4(a)의 결과와 정반대 경향으로 작은 As 의 표면균열이 길어서 피로 하중을 받으면, 균열 깊이가 먼저 진전하기 때문이다.



(a)



(b)

Fig. 3.4 Fatigue limit according to the size of micro crack in case of 0.61 wt% carbon steel. (a) point *A*, (b) point *C*

Fig. 3.5는 A강 (고강도 강)과 B강 (저강도 강)의 균열 길이에 따르는 강도 변화를 비교한 것이다. 이 그림에서 결함이 존재하지 않는 A강의 강도는 B강보다 높다. 그러나 A강은 결함(균열)이 존재하면, 어느 한계 균열 길이에서 B강보다 강도 감소가 더 많이 나타난다. 이러한 현상 때문에, 0.61 wt% 탄소강의 피로한도는 0.44 wt% 탄소강보다 더 많이 감소한다.

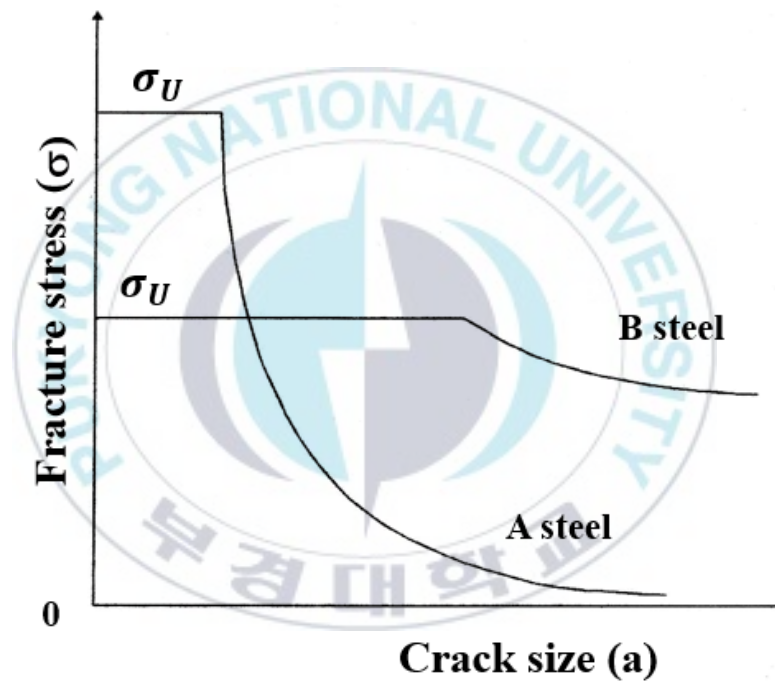


Fig. 3.5 Comparison of fracture stress according to crack size at A steel and B steel with different strength

Fig. 3.6은 0.61 wt% 탄소강과 0.44 wt% 탄소강의 균열형상비(As)에 따른 피로한도비($\Delta\sigma_{wc}/\Delta\sigma_w$)를 나타낸 것이다. 여기서 $\Delta\sigma_w$ 는 평활시험편의 피로한도이고, $\Delta\sigma_{wc}$ 는 균열 시험편의 피로한도이다. 이것은 Fig. 3.3과 3.4의 균열 깊이 0.1mm에서 균열 깊이(A 점)의 피로한도비를 나타낸 것이다. 이 그림에서 고강도 강인 0.61 wt% 탄소강의 A 점 피로한도비는 연강인 0.44 wt% 탄소강의 피로한도비보다 훨씬 낮다. 이것은 Fig. 3.5에서 설명한 것과 잘 일치한다. Fig. 3.6에서 A 점의 피로한도비는 균열형상비가 적어짐에 따라서 감소하는 것을 알 수 있었다. Murakami 등은 미소균열을 갖는 균열 시험편의 피로한도가 균열의 크기에 의존한다고 하였다 [4]. 균열 깊이가 같은 경우, 작은 As 의 균열면적 $\sqrt{area}$ 는 큰 As 의 균열면적 $\sqrt{area}$ 보다 크다. 따라서 피로한도비는 As 가 작을수록 작게 나타난다.

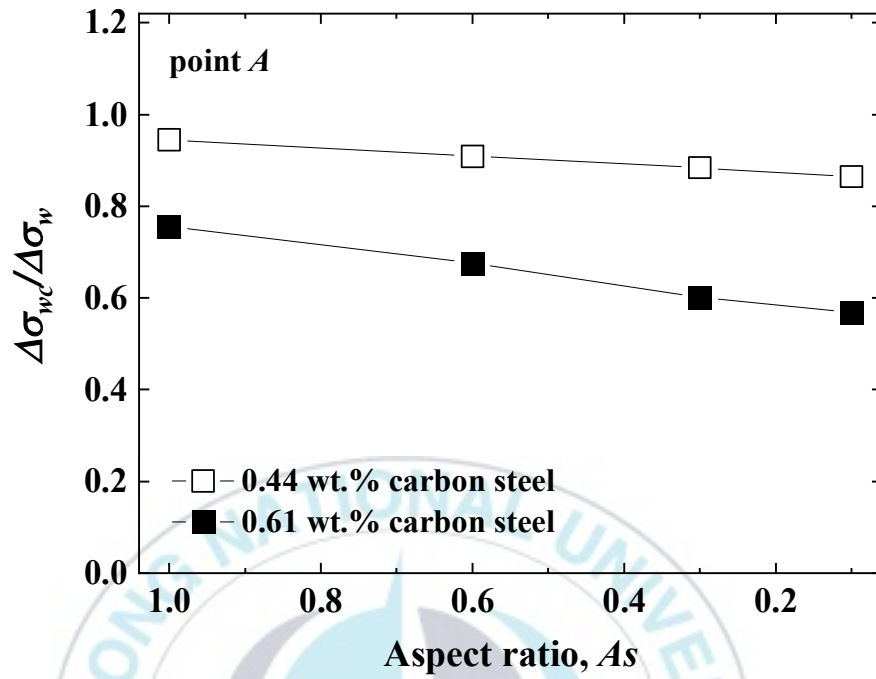


Fig. 3.6 Comparison of fatigue limit ratio according to aspect ratio at crack depth of 0.1mm

Fig. 3.3(a)과 3.4(a)에 피로한도 감소율 10%, 20%, 30% 및 50%의 균열 깊이를 점선으로 나타내었다. Table 3.7과 3.8은 각 지점의 균열 깊이를 나타낸다.

Table 3.7 Crack depth according to fatigue limit reduction rate (FRR) at each A_s of 0.44 wt% carbon steel. (unit : mm)

A_s FRR	1.0	0.6	0.3	0.1
10%	0.1856	0.1144	0.0823	0.0679
20%	0.5010	0.2990	0.2080	0.1710
30%	0.9554	0.5523	0.3775	0.3130
50%	-	1.9170	1.2130	0.9740

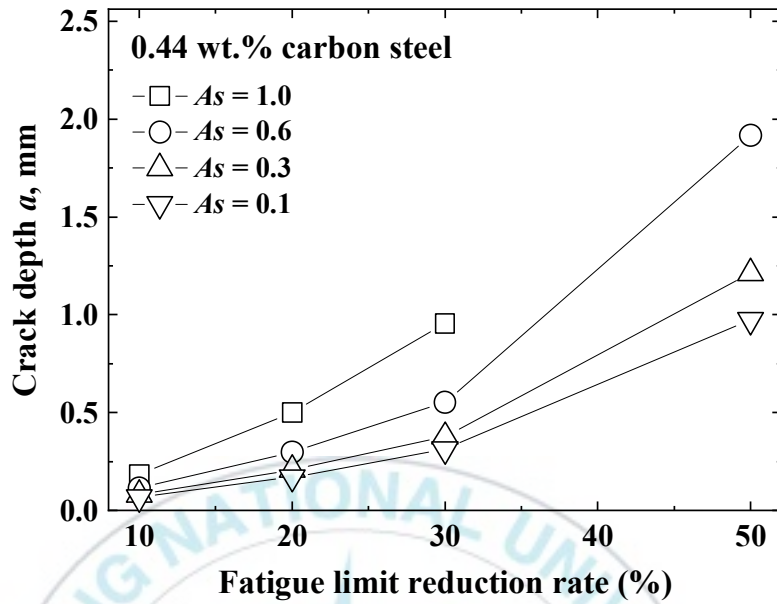
Table 3.8 Crack depth according to fatigue limit reduction rate (FRR) at each A_s of 0.61 wt% carbon steel. (unit : mm)

A_s FRR	1.0	0.6	0.3	0.1
10%	0.0300	0.0190	0.0134	0.0112
20%	0.0730	0.0455	0.0325	0.0267
30%	0.1372	0.0872	0.0610	0.0493
50%	0.4140	0.2530	0.1774	0.1456

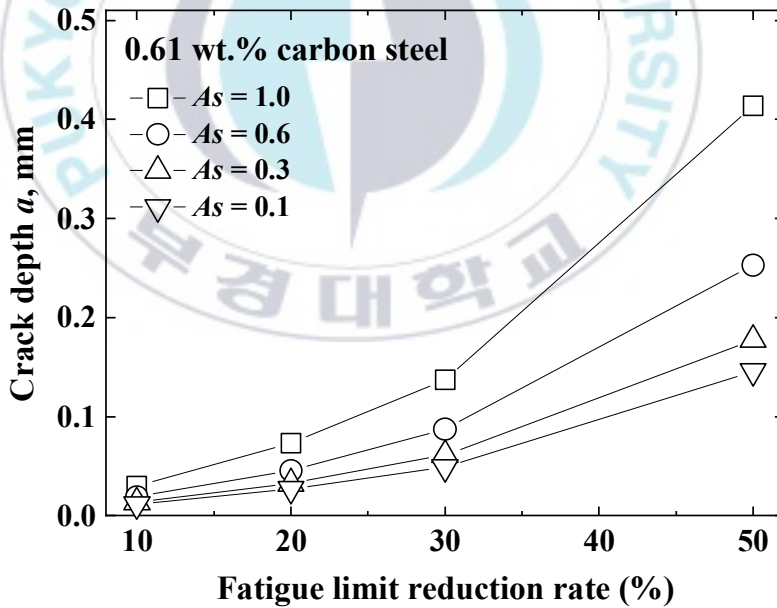
Fig. 3.7은 피로한도 감소율 10%, 20%, 30% 및 50%에 따르는 균열 깊이(a)를 나타낸다. (a) 및 (b)는 각각 0.44 wt% 탄소강과 0.61 wt% 탄소강을 나타낸다. 균열 깊이는 피로한도 감소율이 증가함에 각 As 에서 증가하였다. 그러나 균열 깊이는 As 가 작을수록 각 피로한도 감소율에서 작게 나타났다. 이것은 작은 As 의 균열면적 $\sqrt{area}$ 이 크기 때문이다.

한편 피로한도 감소율에 따르는 균열 깊이는 0.61 wt% 탄소강이 0.44 wt% 탄소강보다 작다. 이것은 Fig. 3.5에 나타내듯이 균열이 존재하는 경우, 고강도 강의 피로한도는 저강도 강보다 감소가 더 크게 나타나기 때문이다.





(a)



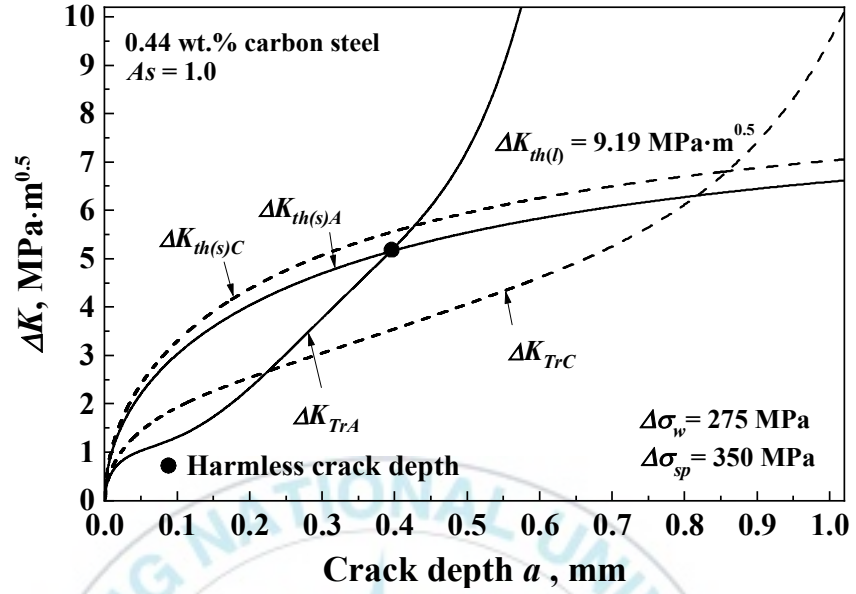
(b)

Fig. 3.7 Relationship between crack depth and fatigue limit reduction rate. (a) 0.44 wt% carbon steel, (b) 0.61 wt% carbon steel

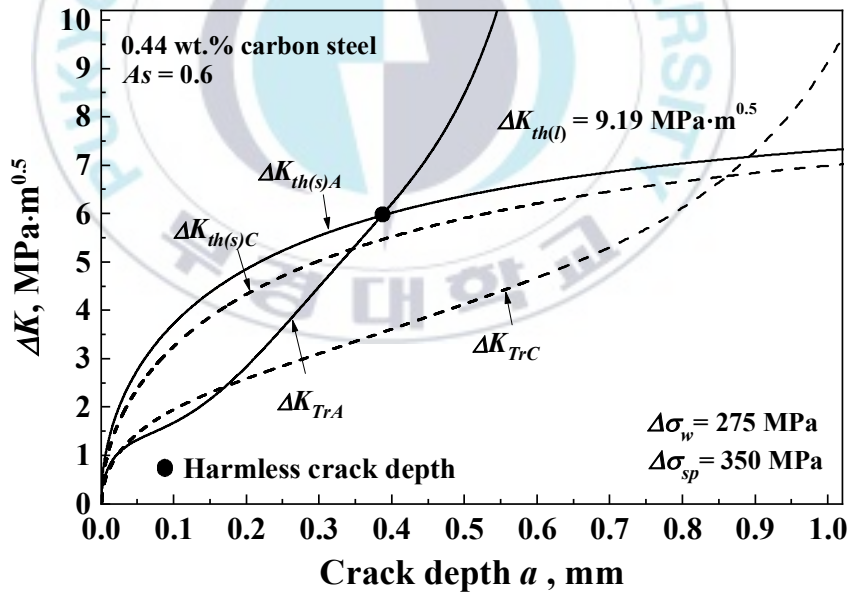
3.4.2 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml}) 평가

Fig. 3.8 및 3.9는 각각 0.44 wt% 탄소강과 0.61 wt% 탄소강에서 ΔK_{Tr} 과 ΔK_{th} 의 균열 길이 의존성을 나타낸다. 여기서 ΔK_{th} 는 식(2.8)에 *non-SP* 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_w$)와 $\Delta K_{th(l)}$ 을 대입하여 평가하였으며, ΔK_{Tr} 은 Newman-Raju 식(2.7) [5]에 *SP* 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)를 대입하여 얻은 값과 압축 잔류응력 식(2.13) [6]으로 얻은 값을 합한 식(2.11)에서 얻었다. Fig. 3.8과 3.9는 각각 $As = 1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 의 결과이며, *A*점과 *C*점의 결과를 함께 나타내었다. *SP*에 의한 a_{hml} (●)는 식(2.12)로 결정하며, *A*점과 *C*점의 작은 균열 크기를 결정하였다. Fig. 3.8 및 3.9에서 a_{hml} 는 모두 $\Delta K_{th(l)}$ 에 대하여 *A*점에서 결정되었다.

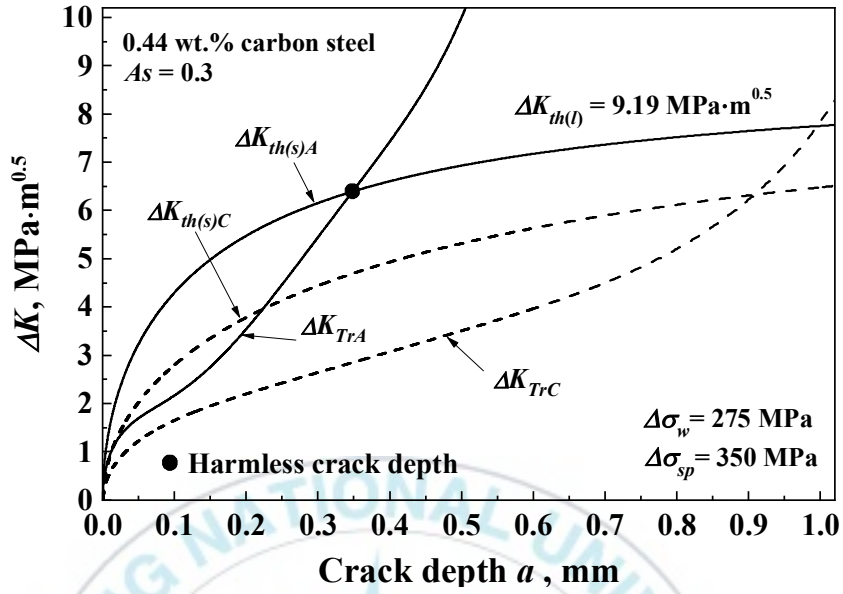
Table 3.9에는 Fig. 3.8과 3.9의 *A*점과 *C*점에서 a_{hml} 를 나타내었다.



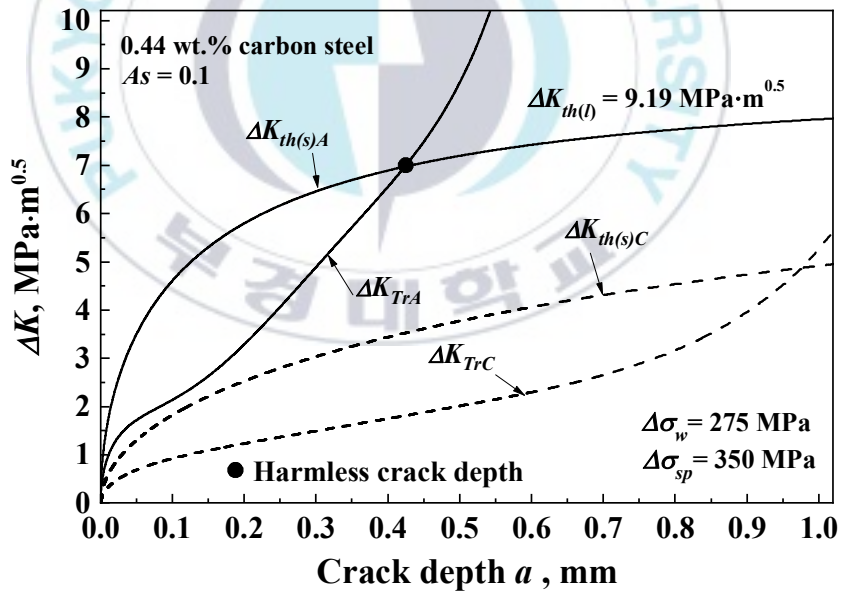
(a)



(b)

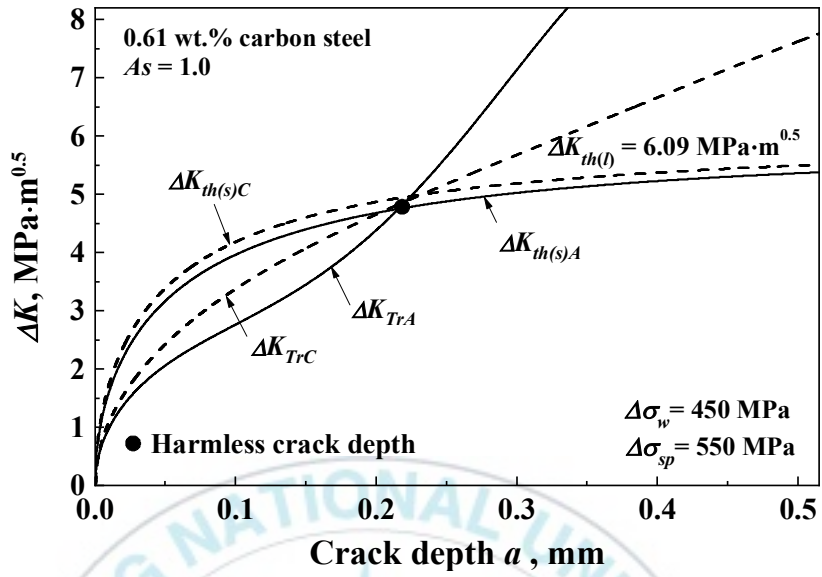


(c)

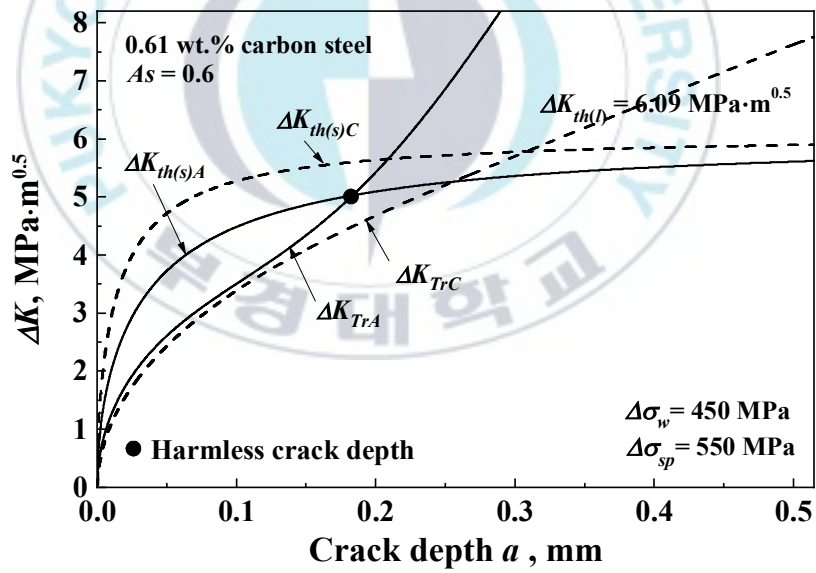


(d)

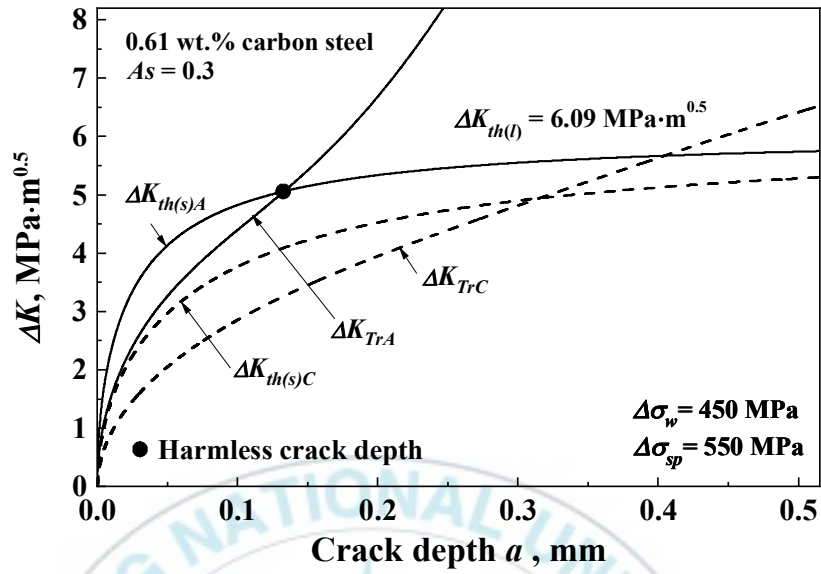
Fig. 3.8 Crack depth dependence of ΔK_{Tr} and ΔK_{th} at 0.44 wt% carbon steel. (a) $As=1.0$, (b) $As=0.6$, (c) $As=0.3$, (d) $As=0.1$



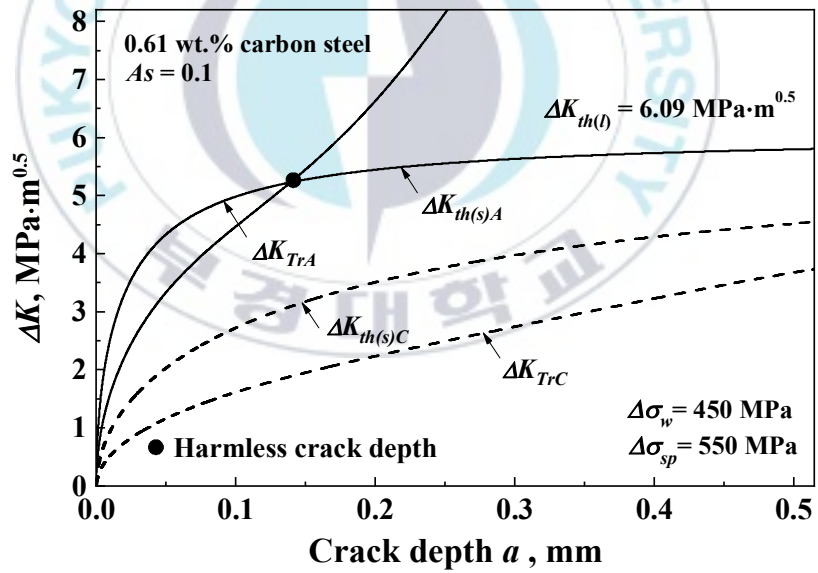
(a)



(b)



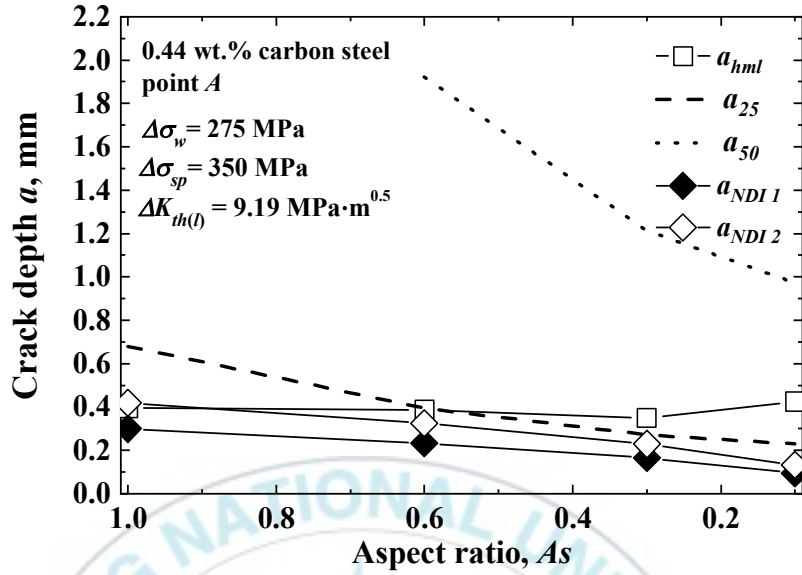
(c)



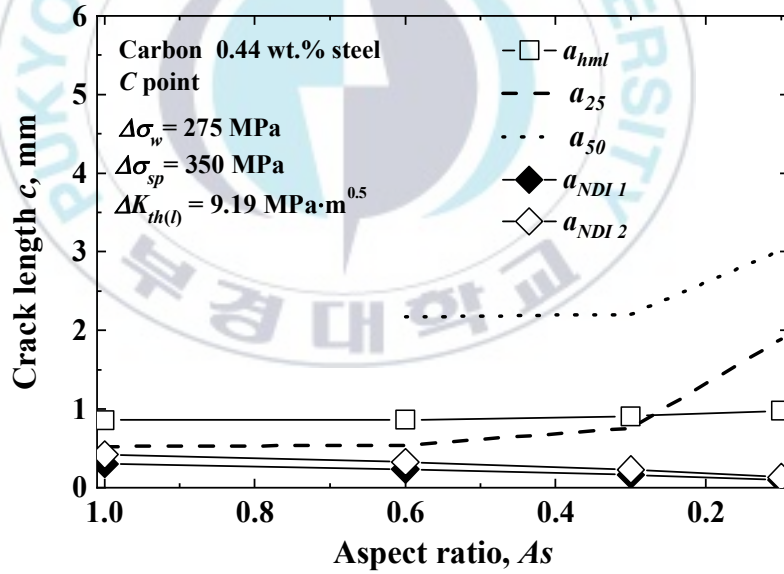
(d)

Fig. 3.9 Crack depth dependence of ΔK_{Tr} and ΔK_{th} at 0.44 wt% carbon steel. (a) $As=1.0$, (b) $As=0.6$, (c) $As=0.3$, (d) $As=0.1$

Fig. 3.10과 3.11은 각각 0.44 wt% 탄소강과 0.61 wt% 탄소강에서 SP 에 의한 a_{hml} 의 As 의존성을 나타내었다. Fig. 3.10(a) 및 Fig. 3.11(a)는 A 점의 결과이고, Fig. 3.10(b) 및 Fig. 3.11(b)는 C 점의 결과이다. 0.44 wt% 탄소강과 0.61 wt% 탄소강의 a_{hml} 는 모두 깊이(a)에서 결정되었다. A 점의 a_{hml} 는 As 가 작아짐에 따라서 작아지는 경향을 나타내었으나, C 점의 a_{hml} 는 증가하는 경향을 나타내었다. 이것은 위에서도 설명하였듯이 As 가 작아짐에 따라서 반복 하중에 의하여 깊이 방향으로 균열이 진전하고, 표면균열과 거의 비슷한 길이에 접근하면 표면균열이 진전하기 때문에 C 점의 길이가 더 길게 나타났다. 또한, 0.61 wt% 탄소강의 a_{hml} 가 작게 나타나는 것은 재료의 특성($\Delta K_{th(l)}$ 및 $\Delta\sigma_w$)이 0.44 wt% 탄소강보다 크기 때문이다. 이것은 Fig. 3.5에서 고강도 강의 파괴강도가 균열의 크기에 따라서 급격하게 저하하는 것과 일치한다.

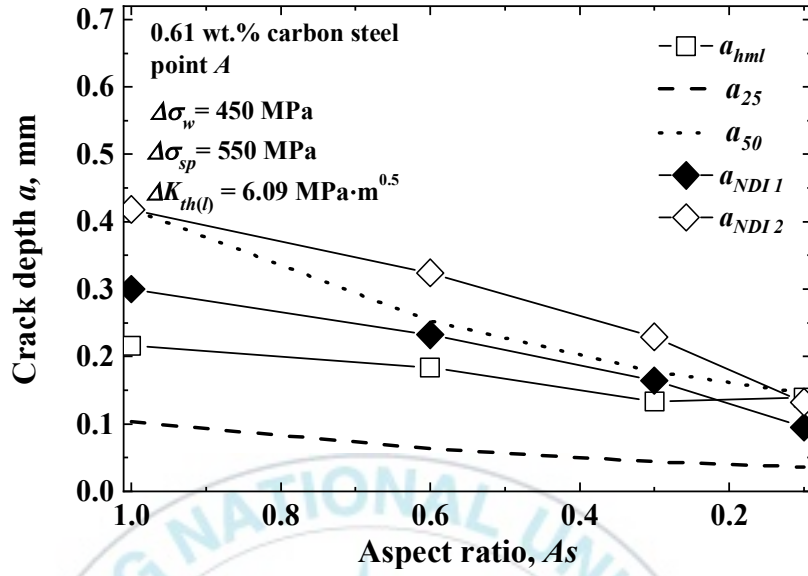


(a)

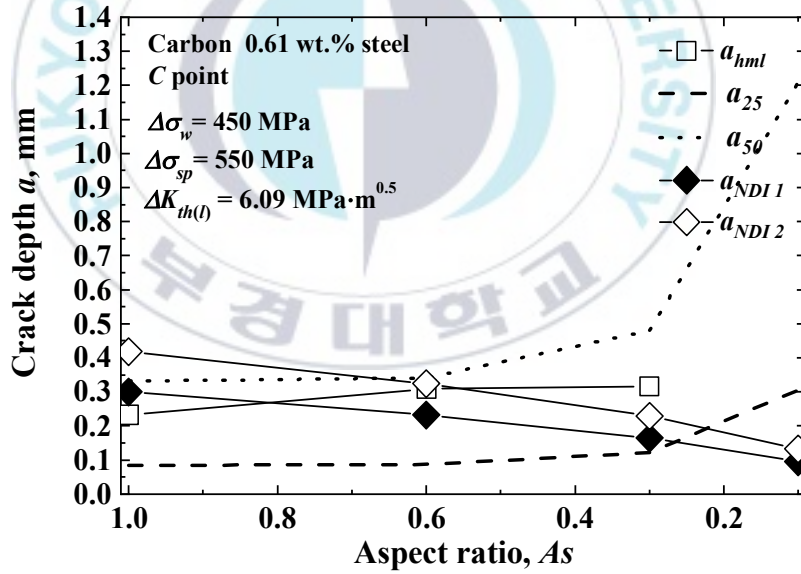


(b)

Fig. 3.10 As dependence of harmless crack depth(a_{hml}), a_{25} , a_{50} and a_{NDI} in 0.44 wt% carbon steel. (a) point A, (b) point C



(a)



(b)

Fig. 3.11 As dependence of harmless crack depth(a_{hml}), a_{25} , a_{50} and a_{NDI} in 0.61 wt% carbon steel. (a) point A, (b) point C

3.4.3 표면균열 무해화 기술의 재료 안전에 응용

3절에 설명한 이유에 의하여, Fig. 3.10과 3.11에는 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이(a_{25} , a_{50}) 및 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})를 나타내었다. Fig. 3.10은 0.44 wt% 탄소강의 결과이고, Fig. 3.11은 0.61 wt% 탄소강의 결과이다. Fig. 3.10과 3.11의 (a)는 A점의 결과이고, Fig. 3.10과 3.11의 (b)는 C점의 결과이다. Fig. 3.10과 3.11의 (a)(b)에서 a_{25} 및 a_{50} 은 As 가 작아짐에 따라서 저하하는 경향을 나타내었다. 또 Fig. 3.10과 3.11에는 식(2.16)로 평가한 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})와 As 와의 관계도 나타내었다.

Fig. 3.10(a)에서 피로한도 25% 감소하는 균열 a_{25} (파선)은 $As < 0.6$ 에서 $a_{hml}(\square)$ 보다 아래쪽에 있으므로 무해화 가능하지만, $As > 0.6$ 에서 $a_{hml}(\square)$ 보다 위쪽에 있으므로 무해화 불가능하다. 그러나 피로한도 50% 감소하는 균열 a_{50} (점선)은 a_{hml} 보다 위쪽에 있으므로 무해화 불가능하다. 2장에서 가정한 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})은 피로한도 25% 및 50% 감소하는 피로 균열(a_{25} , a_{50})보다 아래쪽에 있으므로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 있다.

Fig. 3.10(b)에서 피로한도 25% 감소하는 균열 a_{25} (파선)은 $As > 0.3$ 에서 $a_{hml}(\square)$ 보다 아래쪽에 있으므로 무해화 가능하다. 그러나 피로한도 50% 감소하는 균열 a_{50} (점선)은 a_{hml} 보다 위쪽에 있으므로 무해화 불가능하다. 2장에서 가정한 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})은 피로한도 25% 및 50% 감소하는 피로 균열(a_{25} , a_{50})보다

아래쪽에 있으므로 균열을 검출할 수 있다.

Fig. 3.11(a)에서 피로한도 25% 감소하는 균열 a_{25} (파선)은 $a_{hlm}(\square)$ 보다 아래쪽에 있으므로 무해화 가능하다. 그러나 피로한도 50% 감소하는 균열 a_{50} (점선)은 a_{hlm} 보다 위쪽에 있으므로 무해화 불가능하다. 2장에서 가정한 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})은 피로한도 25% 감소하는 피로 균열(a_{25})보다 위쪽에 있으므로 a_{25} 균열을 검출할 수 없다. 한편 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1})은 피로한도 50% 감소하는 피로 균열(a_{50})보다 아래쪽에 있으므로 a_{50} 균열을 검출할 수 있다. 균열검출 최대 깊이(a_{NDI2})은 피로한도 50% 감소하는 피로 균열(a_{50})보다 위쪽에 있으므로 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다.

Fig. 11(b)에서 피로한도 25% 감소하는 균열 a_{25} (파선)은 $a_{hlm}(\square)$ 보다 아래쪽에 있으므로 무해화 가능하다. 그러나 피로한도 50% 감소하는 균열 a_{50} (점선)은 $As < 0.6$ 에서 a_{hlm} 보다 위쪽에 있으므로 무해화 불가능하다. 2장에서 가정한 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})은 $As > 0.3$ 에서 피로한도 25% 감소하는 피로 균열(a_{25})보다 위쪽에 있으므로 a_{25} 의 균열을 검출할 수 없다. 또한, 비파괴검사로 균열검출 최대 깊이 a_{NDI1} 과 a_{NDI2} ($As < 0.6$)는 피로한도 50% 감소하는 피로 균열(a_{50})보다 아래쪽에 있으므로 a_{50} 의 균열을 전부 검출할 수 있다. 그러나 검출할 수 없는 균열은 더욱 해상도의 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.

탄소량이 많은 강의 a_{hlm} , a_{25} 및 a_{50} 은 탄소량이 적은 강보다 크기가 작게 나타났다. Table 3.9에는 a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} 및 a_{NDI2} 의 크기를 같이

나타내었다.

Table 3.9 The values of a_{hml} , a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} and a_{NDI2} obtained from point A and point C of 0.44 wt% carbon steel and 0.61 wt% carbon steel.

0.44 wt% carbon steel	point A			point C				
As	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{NDI1}	a_{NDI2}
1.0	0.394	0.682	–	0.859	0.523	–	0.300	0.418
0.6	0.386	0.408	1.970	0.862	0.540	2.170		
0.3	0.349	0.280	1.213	0.908	0.759	2.204		
0.1	0.424	0.229	0.960	0.977	1.886	3.020		
0.61 wt% carbon steel	point A			point C				
As	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{NDI1}	a_{NDI2}
1	0.394	0.104	0.414	0.859	0.084	0.328	0.300	0.418
0.6	0.386	0.064	0.253	0.862	0.087	0.339		
0.3	0.348	0.044	0.177	0.908	0.122	0.477		
0.1	0.424	0.036	0.146	0.977	0.309	1.215		

3.5 결론

0.44 wt% 탄소강과 0.61 wt% 탄소강의 피로한도, 하한계 응력확대계수 및 SP 에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, 탄소 함유량에 따르는 균열 무해회 깊이(a_{hml})의 As 의존성 및 $non-SP$ 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 As 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사에 의한 피로 균열의 검출한계 (a_{NDI1} , a_{NDI2})를 가정하고, 피로한도를 감소시키는 균열의 검출 가능성을 평가하였다. 얻어진 결론은 다음과 같다.

- (1) 피로한도는 탄소 함유량과 관계없이 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정하지만, 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다.
- (2) 균열형상비가 적을수록 균열 깊이(A점)의 피로한도는 더 많이 감소하였고, 반대로 균열표면(C점)의 피로한도는 감소가 작았다. 또한, 피로한도비는 탄소 함유량이 많은 것이 더 낮았다. 깊이의 피로한도비는 균열형상비가 적어짐에 깊이 방향으로 균열의 진전이 빠르므로 더 많이 감소하였다. 한편 표면균열은 균열형상비가 적어짐에 따라서 피로한도비가 증가하였다.
- (3) 0.44 및 0.61 wt% 탄소강의 균열 무해회 깊이(a_{hml})는 모두 깊이에서 결정되었다.

(4) 표면의 압축 잔류응력이 큰 0.61 wt% 탄소강은 깊이 방향의 잔류응력이 큰 0.44 wt% 탄소강보다 a_{hml} 는 작았다. As 는 a_{hml} 에 영향을 미치고, 작아짐에 따라서 a_{hml} 는 감소하는 경향이였다.

(5) 0.44 wt% 탄소강 ($As < 0.6$) 및 0.61 wt% 탄소강은 $a_{hml} > a_{25}$ 이므로, 쇼트피닝으로 강의 안전성 및 신뢰성을 확보할 수 있으나, $a_{hml} < a_{50}$ 이므로 확보할 수 없다.

(6) 0.44 wt% 탄소강은 $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) < (a_{25}, a_{50})$ 이 있으므로 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 균열을 검출할 수 있다. 한편 0.61 wt% 탄소강은 $a_{NDI1} < a_{50}$ 이므로 비파괴검사로 a_{50} 균열을 검출할 수 있다. $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > a_{25}$ 및 $a_{NDI2} > a_{50}$ 이므로 각각 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 따라서 더욱 해상도의 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.

참고문헌

1. J. G. Lee, J. G. Kim, 1997 “Influence of Residual Stress Due to Shot Peening on Fatigue Strength and Life” , *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 21, No. 9, pp. 1498-1506.
<https://doi.org/10.22634/KSME-A.1997.21.9.1498>
2. H. S. Kim, B. W. Ahn, 1989, “An Experimental on the Evaluation of Fatigue Crack Propagation of Carbon Steel” , *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, Vol. 13, No. 5, pp. 938-946.
<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2004.04.002>
3. M. Nakagawa, K. Takahashi, T. Osada, H. Okada, H. Koike, 2014, “Improvement in FAtigue Limit by Shot Peening for High-strength Steel Containing Crack-like Surface Defect (Influence of Surface Crack Aspect Ratio)” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2014, No. 58, pp. 13-18.
<http://dx.doi.org/10.5346/trbane.2014.13>
4. Murakami, Y., 1989, “Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions on the Fatigue Strength of Metals” , *JSME International Journal Series I*, Vol. 32, No. 2, pp. 1678-180.
5. J. C. Newman Jr, I. S. Raju, 1981, “An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 15, pp. 185-192.

[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(81\)90116-8](https://doi.org/10.1016/0013-7944(81)90116-8)

6. American Petroleum Institute, 2000, “Recommended Practice 579, Fitness for Service” , *American Petroleum Institute*, pp. C3-C10.



제4장

HV가 다른 0.57 wt% 탄소강



4.1 서언

본 장에서는 0.57 wt% 탄소강을 열처리하여, 2종류의 비커스경도 (Vickers hardness; HV)를 가지는 시험편의 미소균열에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수 및 쇼트피닝(Shot peening; *SP*)에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, HV에 따르는 a_{liml} 의 *As* 의존성 및 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 *As* 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사로 각각 표면 균열 $2c=0.6\text{mm}$, 깊이 $a=0.3\text{mm}$ 및 $2c=1.4\text{mm}$, $a=0.25\text{mm}$ 를 받은 균열로 가정하고, 이들의 검출한계(a_{NDI1} , a_{NDI2})를 평가하였다.

4.2 평가 대상 재료 및 시험편

해석 대상 재료는 탄소 0.57 wt%의 스프링강을 사용하였다 [1]. 화학적 성분과 기계적 특성을 각각 Table 4.1과 4.2에 나타낸다. 해석 대상 구조 모델은 Fig. 4.1에 나타내듯이 판폭 $2W=400\text{mm}$, 두께 $t=20\text{mm}$ 로 응력비 $R=0.05$ 의 굽힘 피로 응력을 받는 경우이다.

재료 표면에 균열 깊이(a), 표면의 균열 길이($2c$)의 반타원형 표면균열이 존재하고 있다. 균열형상비는 $As=a/c$ 로 정의한다. As 는 1.0, 0.6, 0.3 및 0.1로 4종류 가정하였다.

HV는 열처리로 다르게 하였다. 470HV는 대기 중 930°C 에서 11분 유지 후에 oil quenching, 대기 중 460°C 에서 60분 유지 후에 공기 중에서 tempering 하였다. 570HV는 진공 중 930°C 에서 11분 유지 후에 oil quenching, 대기 중 300°C 에서 60분 유지 후에 공기 중에서 tempering 하였다 [1].

Table 4.1 Chemical compositions (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.57	0.25	0.86	0.022	0.019	0.2	0.11	0.82

Table 4.2 Mechanical properties

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
1,243	1,311	11.3

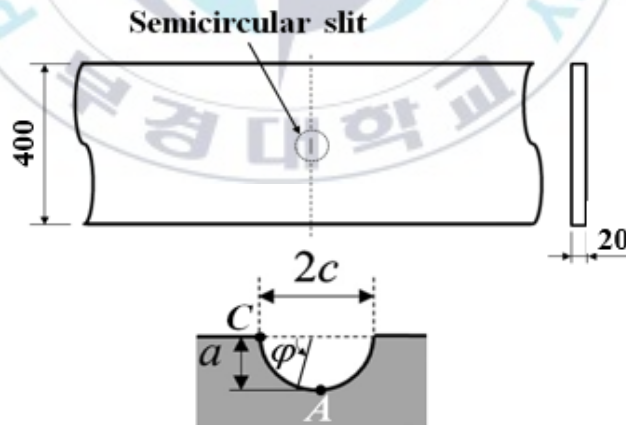


Fig. 4.1 Schematic of a finite plate containing a semicircular crack.

4.3 잔류응력 분포

Fig. 4.2는 *SP*에 의한 압축 잔류응력 분포를 나타낸다 [1]. ◇, ▲, ●는 각각 모재, 470HV 및 570HV 시험편을 나타낸다. 이때 *SP* 조건과 잔류응력 측정 조건은 Table 4.3과 Table 4.4에 나타낸다. 470HV 및 570HV의 표면 압축 잔류응력은 -680MPa, -745MPa이고, 최대 압축 잔류응력 -680MPa, -900MPa이었다. *non-SP* 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_w$)는 각각 540MPa 및 645MPa이고, *SP* 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)는 각각 800MPa 및 904MPa이었다. 또, 긴 균열의 하한계 응력확대계수 $\Delta K_{th(l)}$ 는 $6.09MPa\sqrt{m}$ 를 사용하였다 [2].

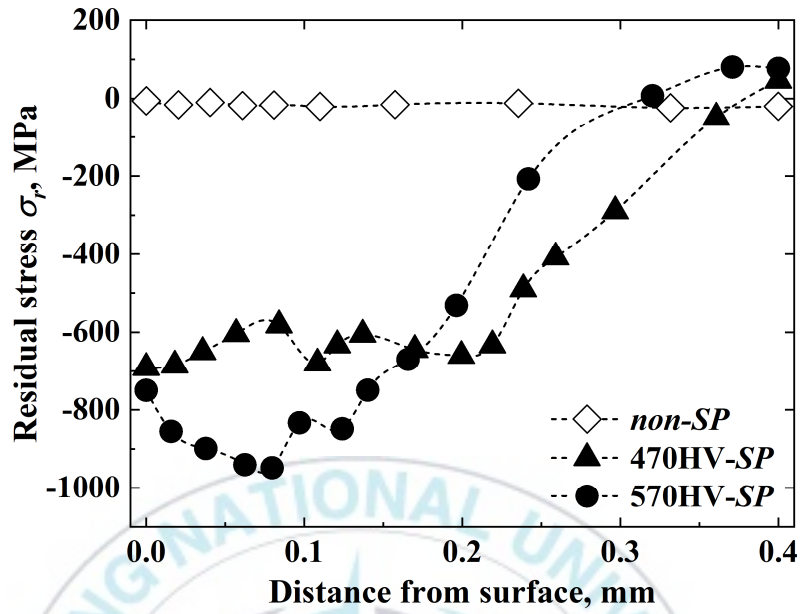


Fig. 4.2 Residual stress distribution

Table 4.3 Conditions of impeller shot peening.

Shot diameter (mm)	Shot velocity (m/sec)	Shot hardness, HV	Coverage (%)	Arc height (mm)
1	76	570	95	0.57

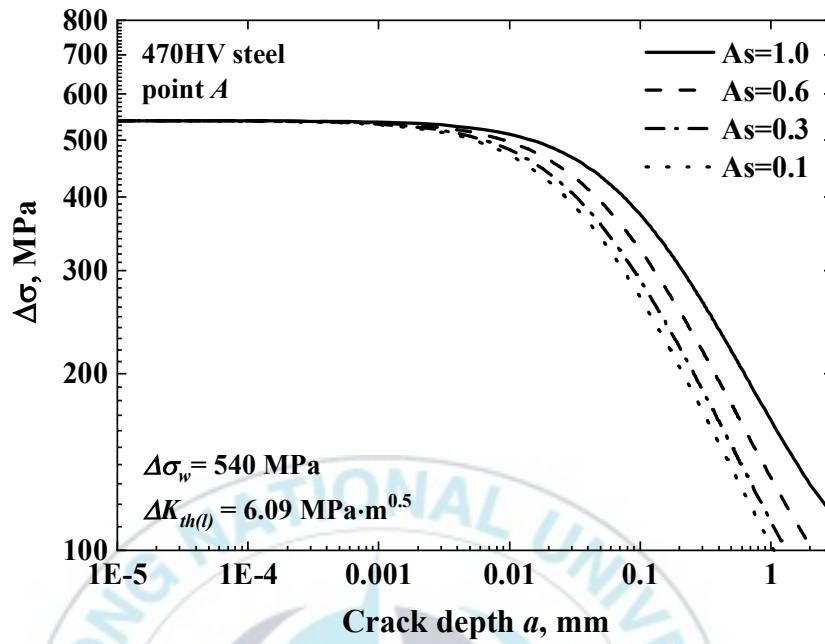
Table 4.4 The measurement conditions of residual stress.

X-ray diffraction	Condition
X-ray source	Target Cr-K α Voltage 35 kV Current 25 mA
Injection angle	0° , 14° , 23° , 32° , 40°
Calculation method	Iso inclination method
Diffraction angle 2θ	156.4°
Diffraction	α Fe211

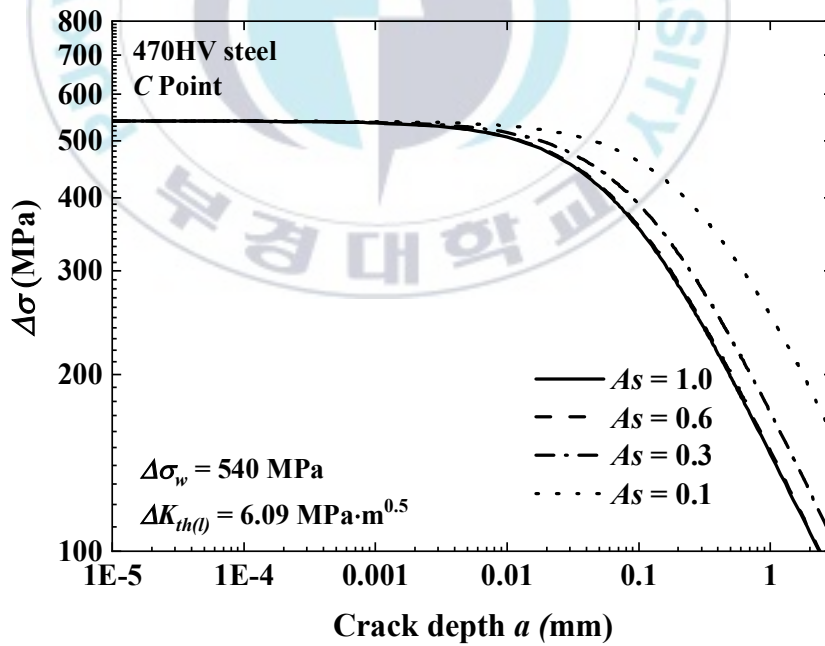
4.4 결과 및 고찰

4.4.1 미소균열의 피로한도 평가

Fig. 4.3 및 Fig. 4.4는 각각 470HV 강과 570HV 강 유한 판의 미소균열 크기, 즉 균열형상비 $As = 1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 에 따르는 피로한도를 나타낸다. Fig. 4.3 및 Fig. 4.4(a)는 Fig. 3.1의 균열 깊이(A점)의 결과이고, Fig. 4.3 및 Fig. 4.4(b)는 Fig. 3.1의 균열표면(C점)의 결과이다. Fig. 4.3 및 Fig. 4.4는 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정한 피로한도를 나타내지만, 그 이후에 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다. 구체적으로 살펴보면, Fig. 4.3 및 Fig. 4.4(a)의 피로한도는 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. Fig. 4.3(a)는 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{uc}=374, 326, 289$ 및 270MPa 이다. Fig. 4.4(a)는 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{uc}=404, 345, 302$ 및 281MPa 이다. 이같이, 피로한도는 As 가 작을수록 감소가 더 많이 나타났다. 작은 As 는 표면균열이 길어서 피로 하중을 받으면, 균열 깊이가 먼저 진전하기 때문이다. Fig. 4.3 및 Fig. 4.4(b)의 피로한도는 역시 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. 이것은 표면균열의 피로한도를 균열 깊이에 대하여 나타낸 것이다. Fig. 4.3(b)는 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{uc}=354, 357, 390$ 및 461MPa 이다. Fig. 4.4(b)는 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{uc}=380, 384, 425$ 및 522MPa 이다. 이같이 표면균열의 피로한도는 As 가 클수록 피로한도의 감소가 더 많게 나타났다.

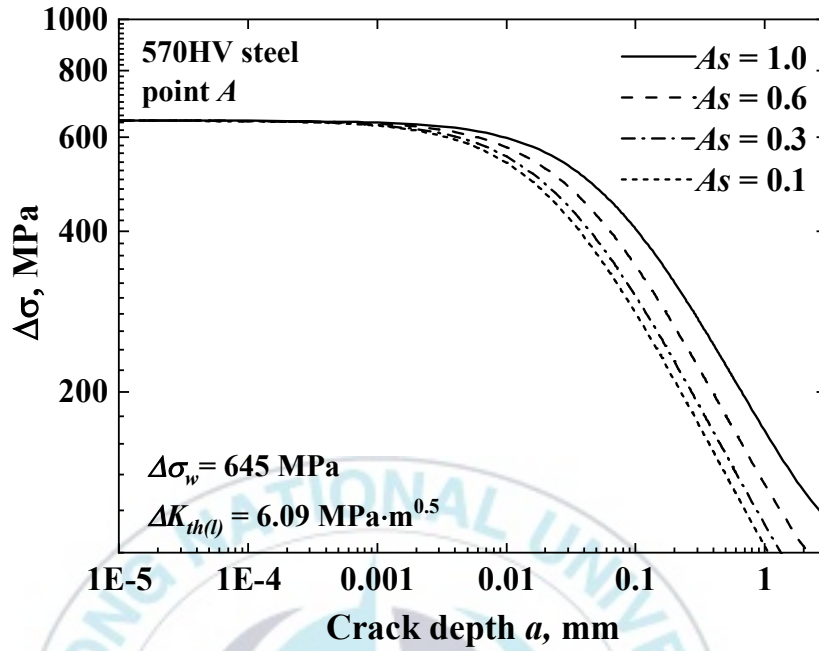


(a)

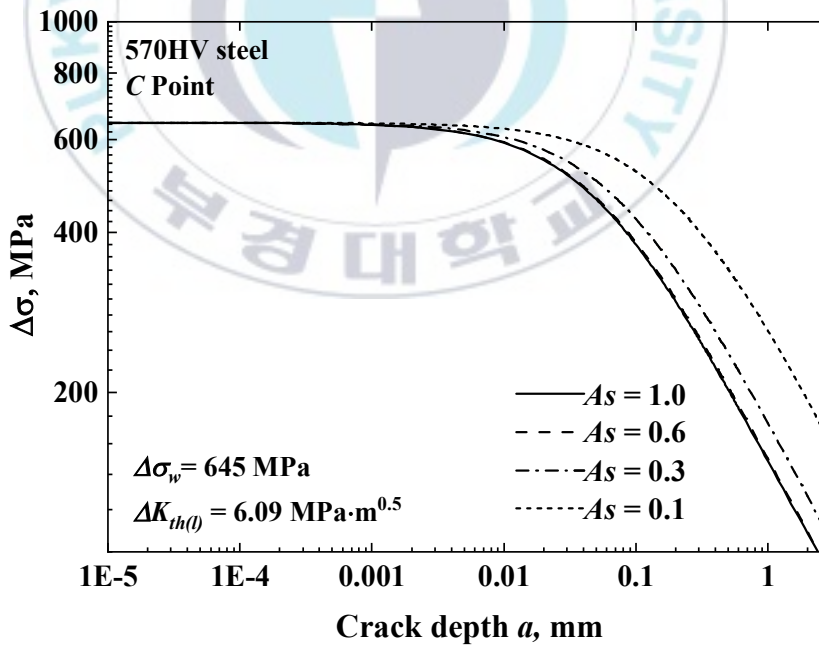


(b)

Fig. 4.3 Fatigue limit according to the size of micro cracks in 470HV steel. (a) point A, (b) point C



(a)



(b)

Fig. 4.4 Fatigue limit according to the size of micro cracks in 570HV steel. (a) point A, (b) point C

Fig. 4.5는 470HV 강 및 570HV 강의 균열형상비(As)에 따른 균열 깊이(A 점) 0.1mm에서 피로한도비($\Delta\sigma_{wc}/\Delta\sigma_w$)를 나타낸 것이다. 여기서 $\Delta\sigma_w$ 는 평활시험편의 피로한도이고, $\Delta\sigma_{wc}$ 는 균열 시험편의 피로한도이다. 이 그림에서 경도가 높은 570HV 강의 피로한도비는 경도가 낮은 470HV 강의 피로한도비보다 낮다. 이것은 Fig. 3.5에서 설명하였듯이 같은 크기의 균열이 존재하더라도 고강도 강의 균열 시험편 피로한도는 저강도 강보다 빨리 감소한다. 또한, Fig. 4.5에서 A 점의 피로한도비는 균열형상비가 적어짐에 따라서 감소하는 것을 알 수 있었다. Murakami 등의 연구 결과[3]에서 미소균열을 갖는 균열 시험편의 피로한도는 균열의 크기에 의존한다. 같은 균열 깊이에서 작은 As 의 $\sqrt{area}$ 는 큰 As 의 $\sqrt{area}$ 보다 크다. 따라서 As 가 작을수록 피로한도비는 작게 나타난다.

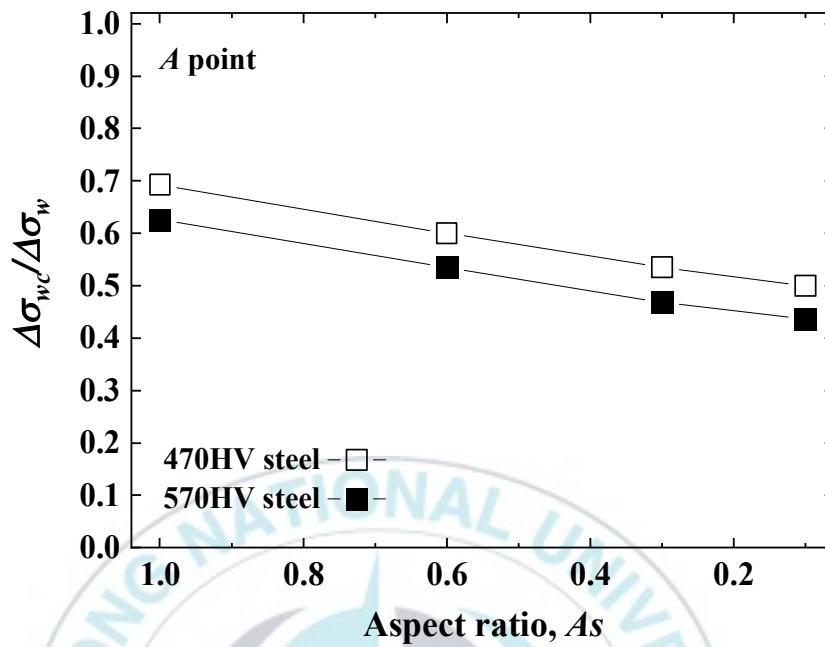
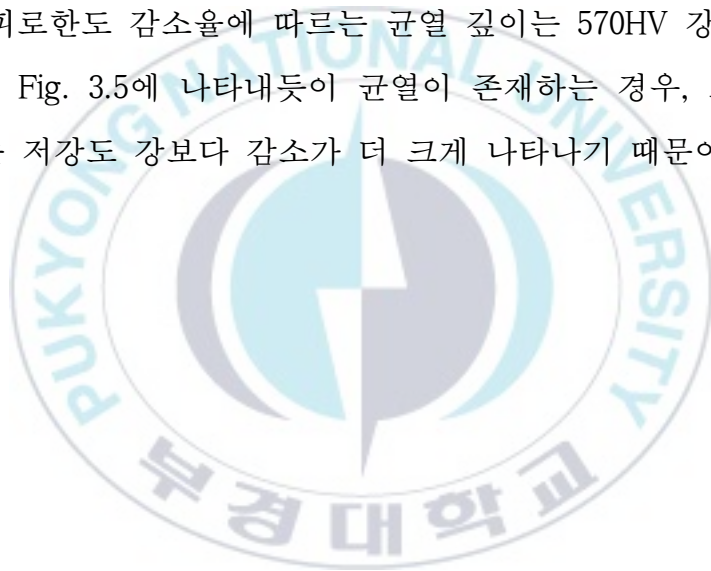
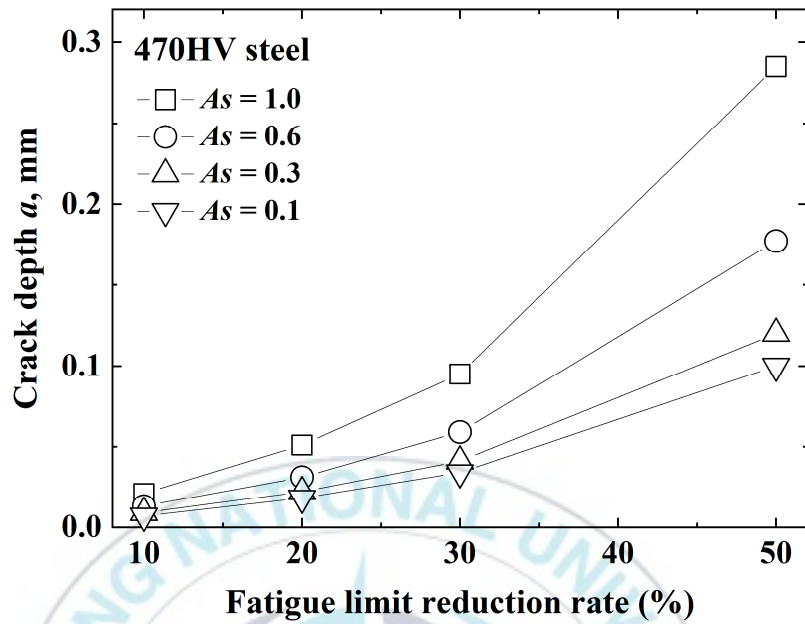


Fig. 4.5 Comparison of fatigue limit ratio according to aspect ratio at crack depth of 0.1mm.

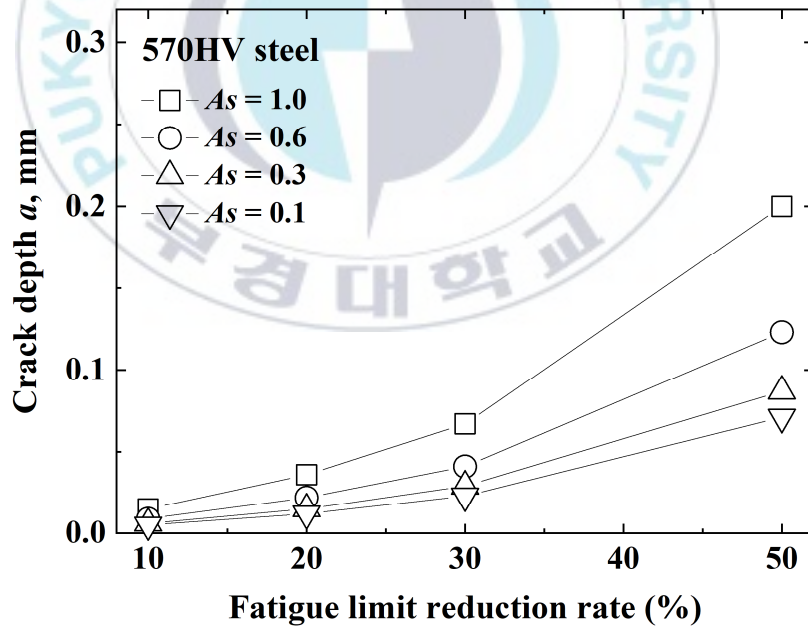
Fig. 4.6은 각 As 에서 피로한도 감소율(10%, 20%, 30%, 50%)에 따르는 균열 깊이를 나타낸다. 여기서 (a)(b)는 각각 470HV 강 및 570HV 강의 결과이다. 균열 깊이는 피로한도 감소율이 증가함에 따라서 증가하였으며, As 에 상관없이 피로한도 감소율 10%에 비하여 20%에서 약 2.4배, 30%에서 약 4.5배, 50%에서 약 15배 크게 나타났다. 특히 As 가 클수록 각 피로한도 감소율에서 균열 깊이가 크게 나타났다. 이것은 균열 시험편의 피로한도는 균열면적 $\sqrt{area}$ 에 의존하기 때문이다 [3].

한편 피로한도 감소율에 따르는 균열 깊이는 570HV 강이 470HV 강보다 작다. Fig. 3.5에 나타내듯이 균열이 존재하는 경우, 고강도 강의 피로한도는 저강도 강보다 감소가 더 크게 나타나기 때문이다.





(a)



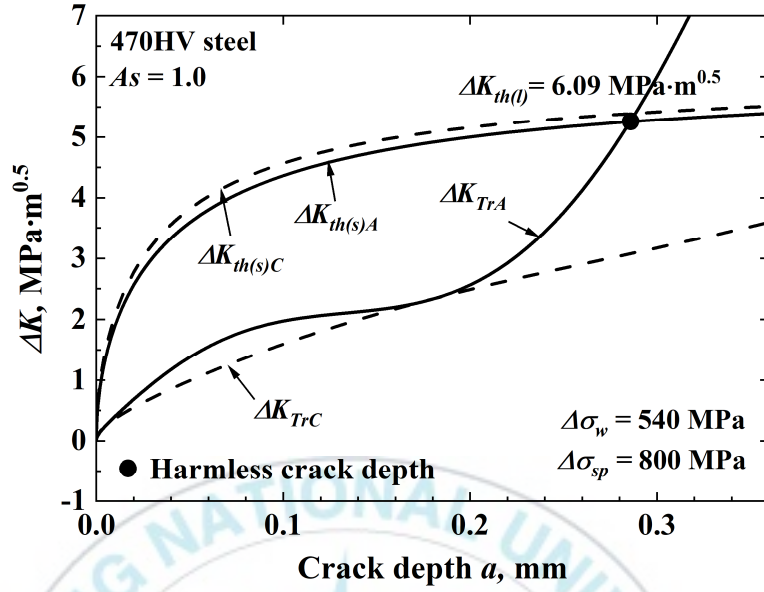
(b)

Fig. 4.6 Crack depth according to the fatigue limit reduction rate at each aspect ratio (As). (a) 470HV steel, (b) 570HV steel

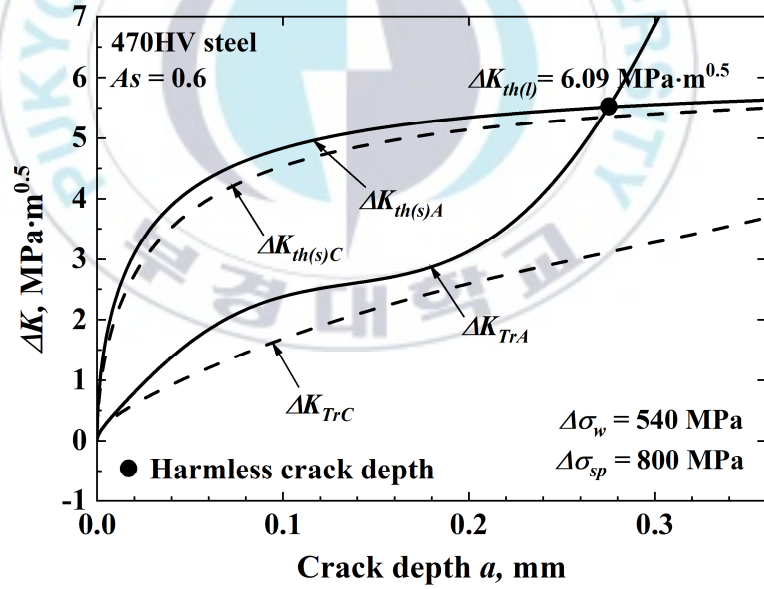
4.4.2 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml}) 평가

Fig. 4.7과 4.8은 각각 470HV 강과 570HV 강에서 ΔK_{Tr} 과 ΔK_{th} 의 균열 길이 의존성을 나타낸다. 여기서 ΔK_{th} 는 식(2.8)에 *non-SP* 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_w$)와 $\Delta K_{th(l)}$ 을 대입하여 평가하였으며, ΔK_{Tr} 은 Newman-Raju 식(2.7) [4]에 *SP* 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)를 대입하여 얻은 값과 압축 잔류응력 식(2.13) [5]으로 얻은 값을 합한 식(2.11)에서 얻었다. Fig. 4.7과 4.8(a)-(d)는 각각 $A_s=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 의 결과이다. Fig. 4.7과 4.8은 *A*점과 *C*점의 결과를 함께 나타내었다. *SP*에 의한 무해화 가능 최대 균열 크기(a_{hml} , ●)는 식(2.12)로 결정된 균열 깊이이다. a_{hml} 는 *A*점과 *C*점에서 작은 균열을 사용한다. Fig. 4.7과 4.8에서 ΔK_{TrA} 과 $\Delta K_{th(s)A}$ 는 교점이 있으나, ΔK_{TrC} 과 $\Delta K_{th(s)C}$ 는 교점이 없다. 따라서 a_{hml} 는 모두 $\Delta K_{th(l)}$ 에 대하여 *A*점에서 결정되었다. 470HV 강과 570HV 강의 *C*점은 본 연구의 *SP* 조건에서 균열 모두 무해화되었다.

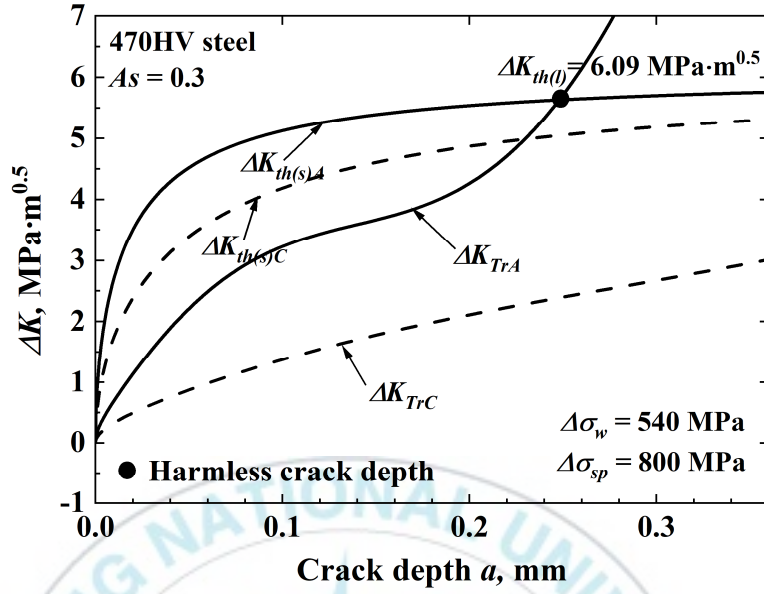
Table 4.5에는 Fig. 4.7과 4.8의 *A*점과 *C*점에서 a_{hml} 를 나타내었다.



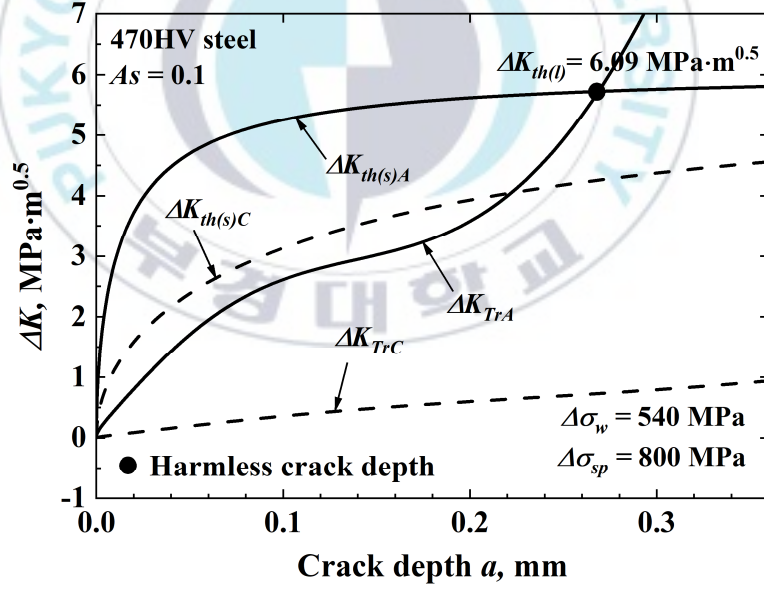
(a)



(b)

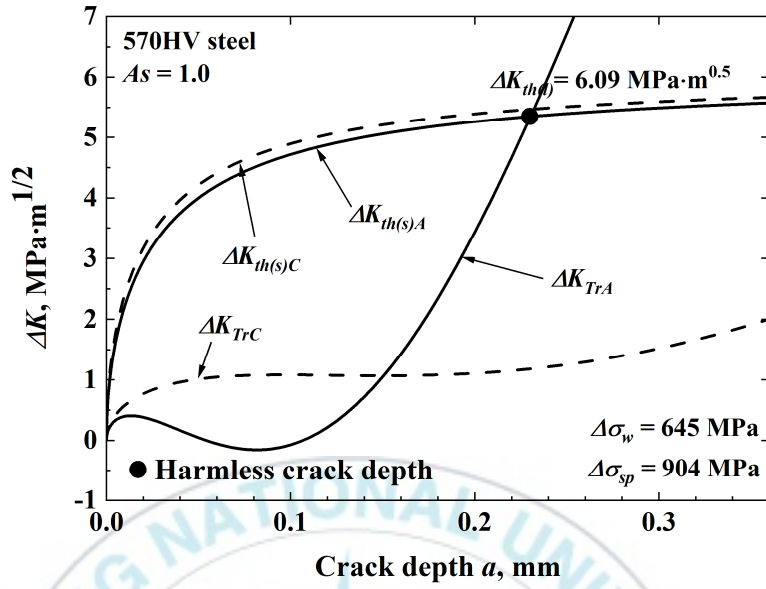


(c)

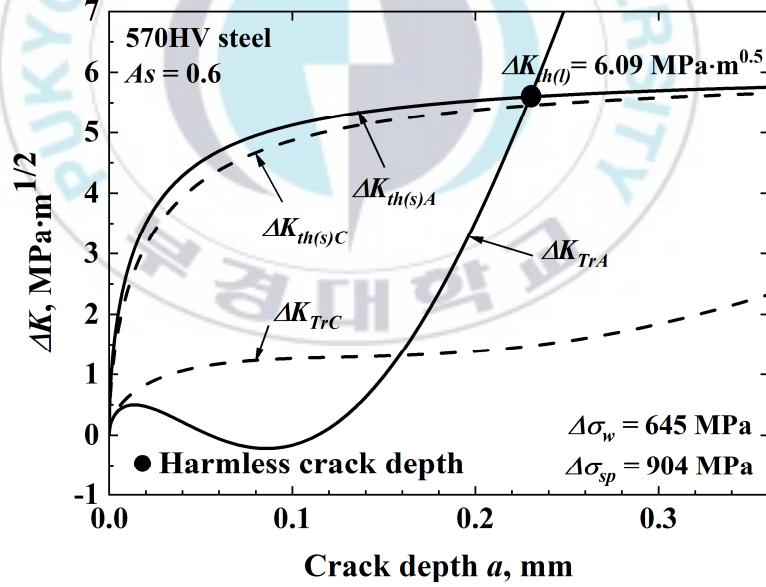


(d)

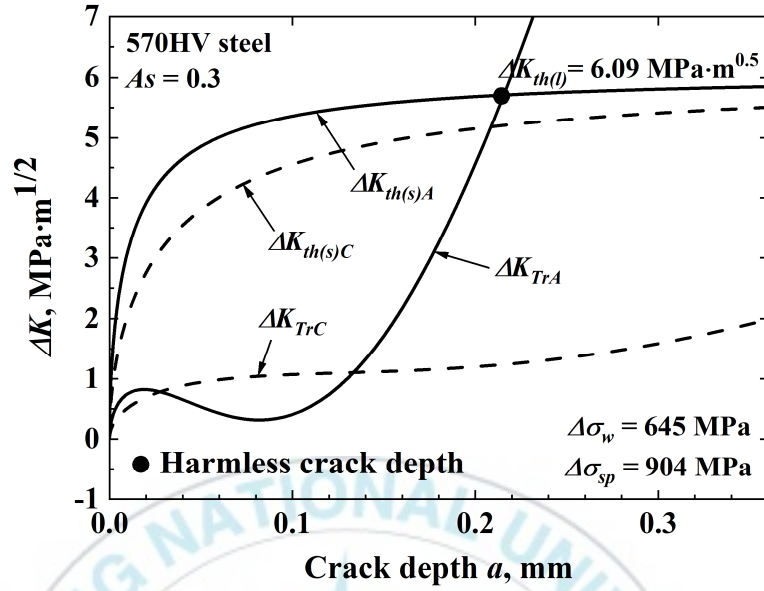
Fig. 4.7 Crack depth dependence of ΔK_{Tr} and ΔK_{th} at 470HV steel.
 (a) $As=1.0$, (b) $As=0.6$, (c) $As=0.3$, (d) $As=0.1$.



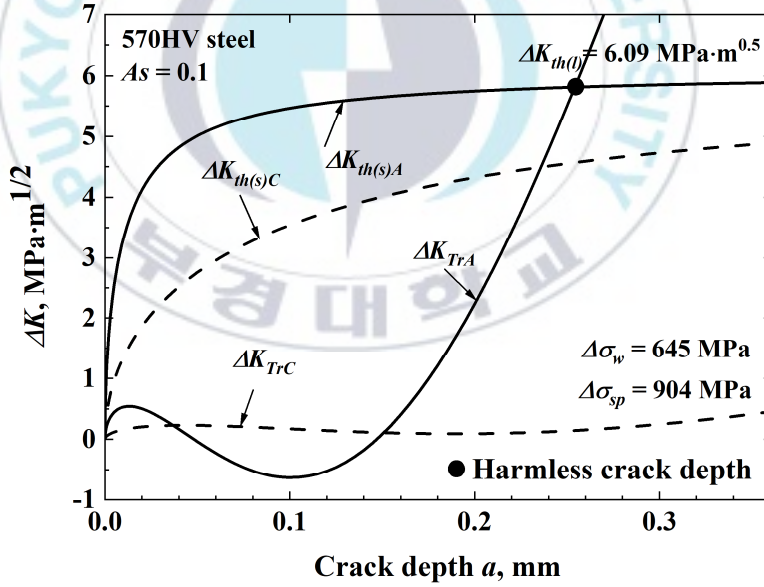
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 4.8 Crack depth dependence of ΔK_{Tr} and ΔK_{th} at 570HV steel.
 (a) $As=1.0$, (b) $As=0.6$, (c) $As=0.3$, (d) $As=0.1$.

4.4.3 표면균열 무해화 기술의 재료 안전에 응용

Fig. 4.9는 SP 에 의한 무해화 가능 균열 깊이(a_{hml})의 As 의존성을 나타내었다. (a) 및 (b)는 A 점의 결과이다. 470HV 강과 570HV 강의 a_{hml} 는 전부 균열 깊이(a)에 결정되었다. 570HV 강의 무해화 가능 균열 크기가 작게 나타나는 것은 재료의 특성($\Delta K_{th(l)}$ 및 $\Delta \sigma_w$)이 470HV 강보다 크기 때문이다. 이것은 Fig. 3.5에서 고강도 강의 파괴강도가 균열의 크기에 따라서 급격하게 저하하는 것과 일치한다.

Fig. 4.9에는 $non-SP$ 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이(a_{25} , a_{50}) 및 비파괴검사에서 검출 가능한 균열 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})를 나타내었다. Fig. 4.9(a)(b)에서 a_{25} 및 a_{50} 은 As 가 작아짐에 따라서 감소하는 경향을 나타내었다. 또 Fig. 4.9에는 식(2.16)으로 평가한 비파괴검사에서 검출 가능한 균열 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2})와 As 와의 관계도 나타내었다.

Fig. 4.9(a)(b)에서 피로한도 25% 및 50% 감소하는 균열 a_{25} (파선) 및 a_{50} (점선)은 a_{hml} (□)보다 아래쪽에 있으므로 무해화 가능하다. 그러나 2장에서 가정한 비파괴검사에 의한 균열검출 능력(a_{NDI1} , a_{NDI2})은 피로한도 25% 및 50% 감소하는 피로 균열(a_{25} , a_{50})보다 위쪽에 있으므로 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 따라서 더욱 고해상인 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.

Fig. 4.9에서 570HV 강의 a_{hml} , a_{25} 및 a_{50} 은 470HV 강보다 크기가 작았다. Table 4.5에는 a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} 및 a_{NDI2} 를 같이 나타내었다.

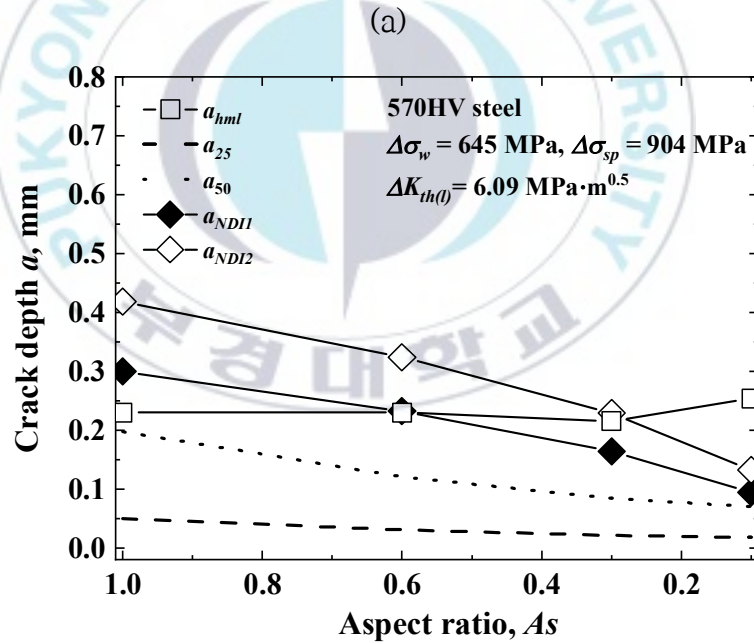
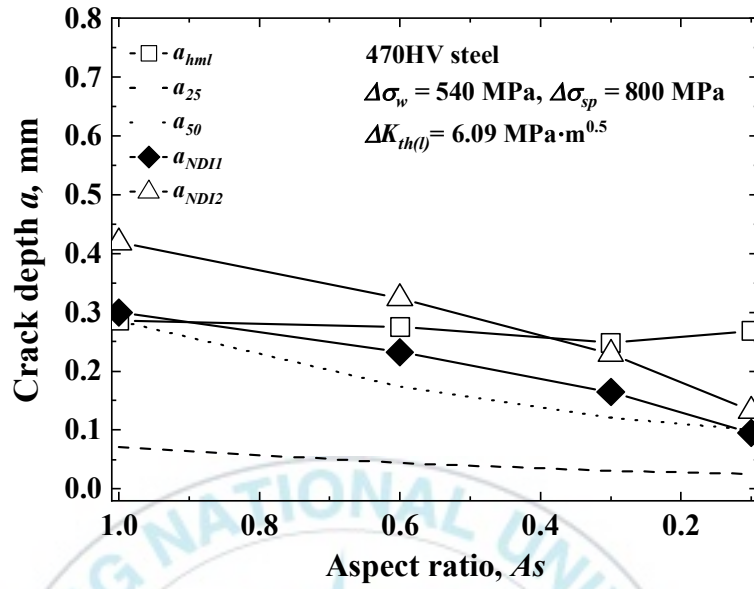


Fig. 4.9 As dependence of harmless crack depth(a_{hml}), a_{25} , a_{50} and a_{NDI} . (a) 470HV steel, (b) 570HV steel

Table 4.5 The values of a_{hml} , a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} and a_{NDI2} obtained from point A and point C of 470HV steel and 570HV steel.

470HV steel	point A			point C				
As	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{NDI1}	a_{NDI2}
1	0.286	0.071	0.285	–	0.058	0.229	0.300	0.418
0.6	0.275	0.044	0.174	–	0.060	0.236		
0.3	0.248	0.031	0.121	–	0.084	0.332		
0.1	0.269	0.026	0.100	–	0.212	0.836		

570HV steel	point A			point C				
As	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{NDI1}	a_{NDI2}
1	0.230	0.050	0.198	–	0.040	0.160	0.300	0.418
0.6	0.230	0.031	0.121	–	0.042	0.165		
0.3	0.215	0.021	0.084	–	0.059	0.232		
0.1	0.254	0.018	0.070	–	0.148	0.584		

4.5 결론

0.57 wt% 탄소강을 열처리하여 비커스경도(HV)가 다른 2종류 재료를 만들어, 다음 문제를 평가하였다. 1) 미소균열에 따르는 피로한도, 2) 하한계 응력확대계수 및 SP 에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, HV에 따르는 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml})의 AS 의존성, 3) $non-SP$ 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50}) 및 비파괴 검사에 의한 피로 균열의 검출한계 (a_{NDI1} , a_{NDI2})의 AS 의존성. 그 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 피로한도는 HV와 관계없이 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정하지만, 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다.
- (2) 균열형상비가 적을수록 균열 깊이(A점)의 피로한도는 더 많이 감소하였고, 반대로 균열표면(C점)의 피로한도는 감소가 작았다. 또한, 피로한도비는 HV가 큰 것이 더 낮았다. 깊이의 피로한도비는 균열형상비가 적어짐에 깊이 방향으로 균열의 진전이 빠르므로 더 많이 감소하였다.
- (3) 470HV 강 및 570HV 강의 a_{hml} 는 모두 깊이에서 결정되었다.
- (4) 압축 잔류 응력분포는 a_{hml} 에 크게 영향을 미치고, 압축 잔류응력이

클수록 a_{hml} 가 길지만, 본 연구에서 570HV 강의 표면 압축 잔류응력이 470HV 강보다 크지만 a_{hml} 는 작았다. 이것은 570HV 강의 깊이 방향의 압축 잔류응력이 얇기 때문이다. As 는 a_{hml} 에 영향을 미치고, 작아짐에 따라서 a_{hml} 가 증가하는 경향이었다.

(5) 470HV 강과 HV570 강은 $a_{hml} > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, 본 연구의 쇼트피닝으로 강의 안전성 및 신뢰성을 확보할 수 있다.

(6) 470HV 강과 HV570 강은 $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > (a_{25}, a_{50})$ 이므로 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 따라서 더욱 고정도 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.

참고문헌

1. F. Takahashi, 2008, “Improvement of Fatigue Limit and Acceptable Surface Defect Size for Spring Steel by Shot Peening” , Yokohama National University PhD. Thesis
2. M. Nakagawa, K. Takahashi, T. Osada, H. Okada, H. Koike, 2014, “Improvement in FATigue Limit by Shot Peening for High-strength Steel Containing Crack-like Surface Defect (Influence of Surface Crack Aspect Ratio)” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2014, No. 58, pp. 13-18.
<http://dx.doi.org/10.5346/trbane.2014.13>
3. Murakami, Y., 1989, “Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions on the Fatigue Strength of Metals” , *JSME International Journal Series I*, Vol. 32, No. 2, pp. 1678-180.
4. J. C. Newman Jr, I. S. Raju, 1981, “An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 15, pp. 185-192.
[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(81\)90116-8](https://doi.org/10.1016/0013-7944(81)90116-8)
5. American Petroleum Institute, 2000, “Recommended Oractice 579, Fitness for Service” , *American Petroleum Institute*, pp. C3-C10.

제5장

SP 및 SSP한 0.57 wt% 탄소강



5.1 서언

본 장에서는 0.57 wt% 탄소강을 사용하여, 미소균열에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수, 쇼트피닝(Shot peening; *SP*) 및 스트레스 쇼트피닝(Stress shot peening; *SSP*)에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, 피닝 형태에 따르는 a_{hml} 의 *As* 의존성 및 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 *As* 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사로 각각 표면균열 $2c=0.6\text{mm}$, 깊이 $a=0.3\text{mm}$ 및 $2c=1.4\text{mm}$, $a=0.25\text{mm}$ 를 받은 균열로 가정하고, 이들의 검출한계(a_{NDI1} , a_{NDI2})를 평가하였다.

5.2 평가 대상 재료 및 시험편

해석 대상 재료는 탄소 0.57 wt%의 스프링강을 사용하였다 [1]. 화학적 성분과 기계적 특성은 각각 Table 4.1과 4.2와 같다. 재료의 열처리는 진공 quenching (860℃ x 45분, 유냉), tempering (460℃ x 60분, 공냉)하였다.

*SP*는 직압 공기식 피닝 장치를 사용하였다[1]. *SP* 조건은 Table 5.1에 나타낸다. *SSP*는 피로 시험 시에 인장 응력이 작용하는 면에 *SP*하였다. *SSP*의 응력은 시험편 중앙 약 10mm에 균일한 응력(1250MPa)이 작용하도록 4점 굽힘하였다. 이 응력은 재료가 항복하지 않고, 최대 압축 잔류 응력이 얻어지는 조건이다.

해석 대상 구조 모델은 Fig. 5.1에 나타내듯이 판폭 $2W=400\text{mm}$, 두께 $t=20\text{mm}$ 로 응력비 $R = 0$ 의 굽힘 피로 응력을 받는 경우이다. 재료 표면에 균열 깊이(a), 표면의 균열 길이($2c$)의 반타원형 표면균열이 존재하고 있다. 균열형상비는 $As=a/c$ 로 정의한다. As 는 1.0, 0.6, 0.3 및 0.1로 4종류 가정하였다.

Table 5.1 Conditions of shot peening.

Peening machine	Direct pressure peening
Air pressure, MPa	0.62
Shot diameter, mm	0.67
Shot hardness, HV	600
Shot time, sec	40
Shot distance, mm	100
Arc height, mmA	0.5
Coverage, %	300

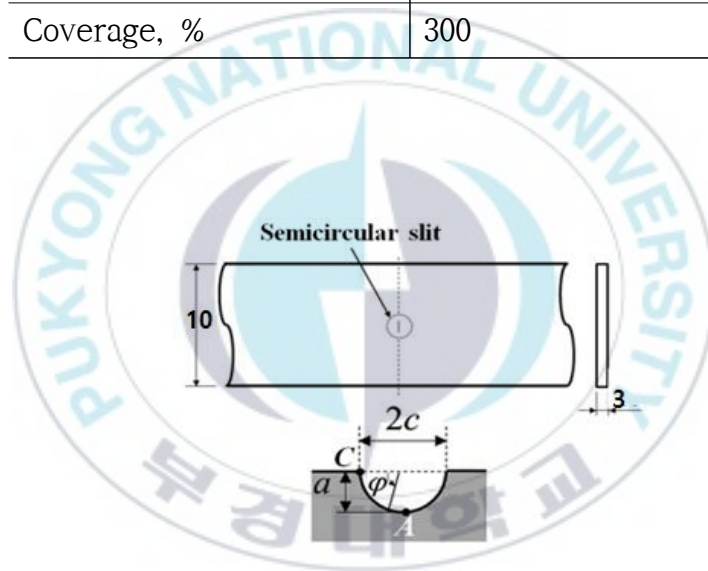


Fig. 5.1 Schematic of a finite plate containing a semicircular crack.

5.3 잔류응력 분포

Fig. 5.2는 평활시험편(non-SP), 쇼트피닝 시험편(shot peening; *SP*) 및 스트레스 쇼트피닝 시험편(stress shot peening; *SSP*)의 압축 잔류응력 분포를 나타낸다 [1]. 잔류응력 측정 조건은 Table 5.2에 나타낸다. non-SP의 압축 잔류응력은 거의 0였다. *SP*와 *SSP*의 표면 압축 잔류응력은 각각 -550MPa, -800MPa이고, 최대 압축 잔류응력 -700MPa, -1050MPa이다.

*non-SP*의 피로한도($\Delta\sigma_w$)는 880MPa, *SP*의 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)는 966MPa, *SSP*의 피로한도($\Delta\sigma_{ssp}$)는 1320MPa이다. 또, 긴 균열의 하한계 응력확대 계수 $\Delta K_{th(l)}$ 는 $6.09 \text{ MPa} \sqrt{m}$ 를 사용하였다 [2].

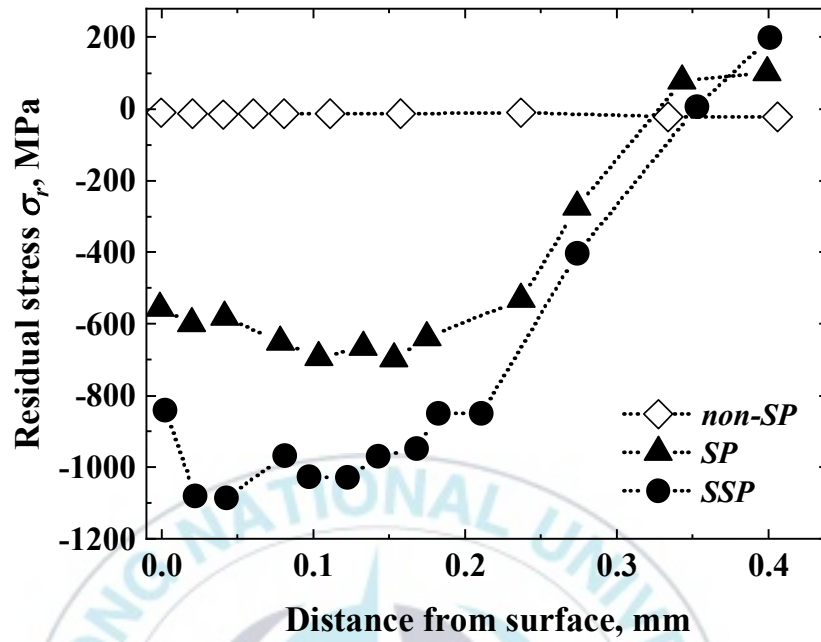
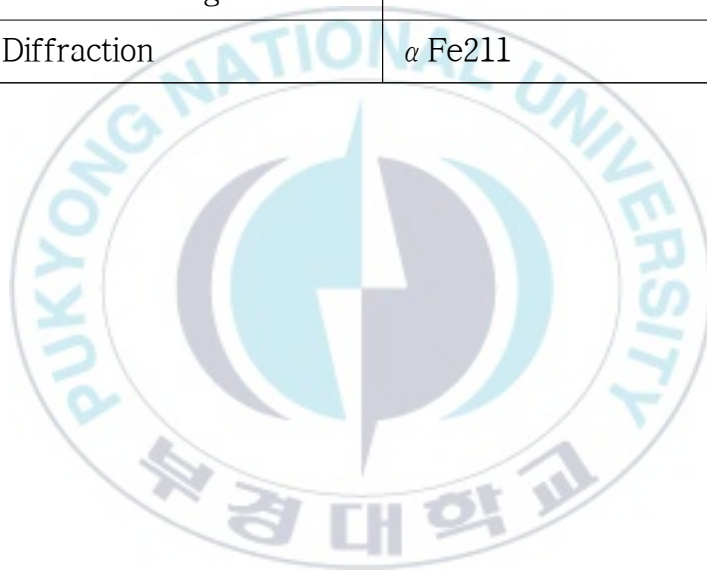


Fig. 5.2 Residual stress distribution

Table 5.2 The measurement conditions of residual stress.

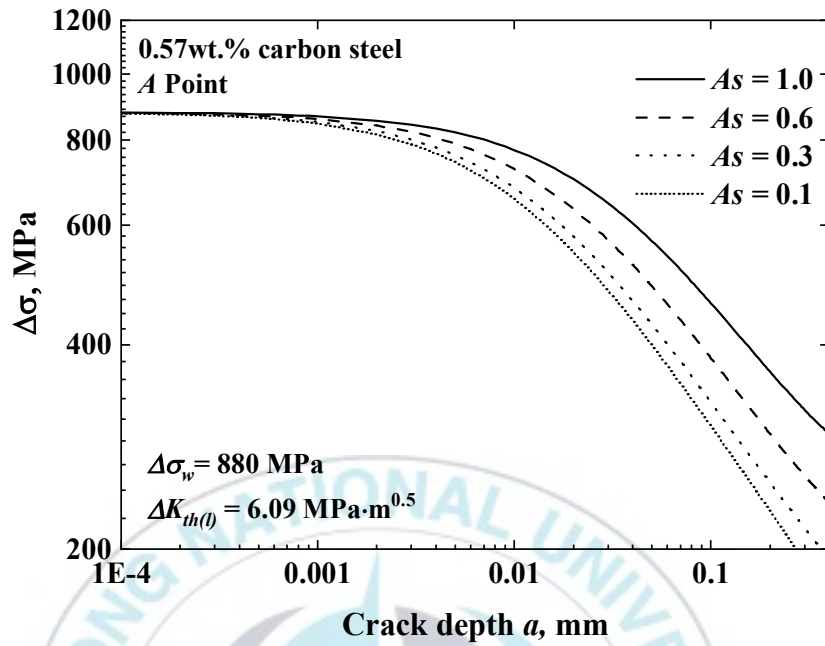
X-ray diffraction	Condition
X-ray source	Target Cr-K α Voltage 35 kV Current 25 mA
Injection angle	0° , 14° , 23° , 32° , 40°
Calculation method	Iso inclination method
Diffraction angle 2θ	156.4°
Diffraction	α Fe211



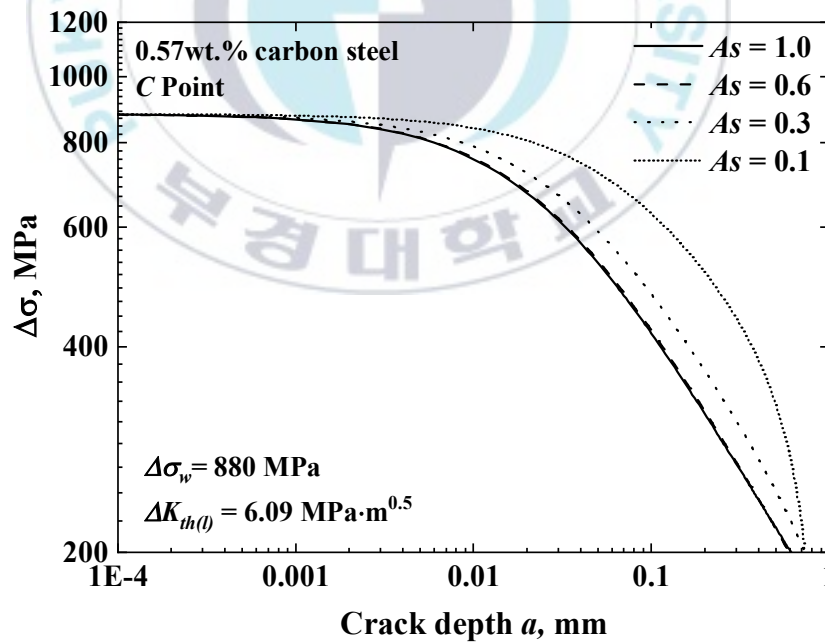
5.4 결과 및 고찰

5.4.1 미소균열의 피로한도 평가

Fig. 5.3은 0.57 wt% 탄소강 평활시험편의 미소균열 크기, 즉 균열형상비 $As = 1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 에 따르는 피로한도를 나타낸다. Fig. 5.3(a)는 Fig. 5.1의 균열 깊이(A점)의 결과이고, Fig. 5.3(b)는 Fig. 5.1의 균열표면(C점)의 결과이다. Fig. 5.3은 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정한 피로한도를 나타내지만, 그 이후에 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다. 구체적으로 살펴보면, Fig. 5.3(a)의 피로한도는 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. Fig. 5.3(a)는 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{uc}=460, 382, 329$ 및 303MPa 이다. 이처럼, 피로한도는 As 가 작을수록 감소가 더 많이 나타났다. 작은 As 는 표면균열이 길어서 피로 하중을 받으면, 균열 깊이가 먼저 진전하기 때문이다. Fig. 5.3(b)의 피로한도는 역시 균열 깊이에 따라서 감소가 다르게 나타났다. 이것은 표면균열의 피로한도를 균열 깊이에 대하여 나타낸 것이다. Fig. 5.3(b)는 균열 깊이 $a=0.1\text{mm}$ 에서 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 은 각각 $\Delta\sigma_{uc}=419, 423, 478$ 및 628MPa 이다. 이처럼 표면균열의 피로한도는 As 가 작을수록 피로한도의 감소가 더 작게 나타났다.



(a)



(b)

Fig. 5.3 Fatigue limit according to the size of micro cracks in as-received specimen of 0.57 wt% steel. (a) point A, (b) point C

Fig. 5.4는 0.57 wt% 탄소강 평활시험편의 균열형상비(As)에 따른 균열 깊이(A 점) 0.1mm에서 피로한도비($\Delta\sigma_{wc}/\Delta\sigma_w$)를 나타낸 것이다. 여기서 $\Delta\sigma_w$ 는 평활시험편의 피로한도이고, $\Delta\sigma_{wc}$ 는 균열 시험편의 피로한도이다. A 점의 피로한도비는 균열형상비가 적어짐에 따라서 감소하는 것을 알 수 있었다. Murakami 등의 연구 결과[3]에서 미소균열을 갖는 균열 시험편의 피로한도는 균열의 크기에 의존한다. 같은 균열 깊이에서 작은 As 의 $\sqrt{area}$ 는 큰 As 의 $\sqrt{area}$ 보다 크다. 따라서 As 가 작을수록 피로한도비는 작게 나타난다.



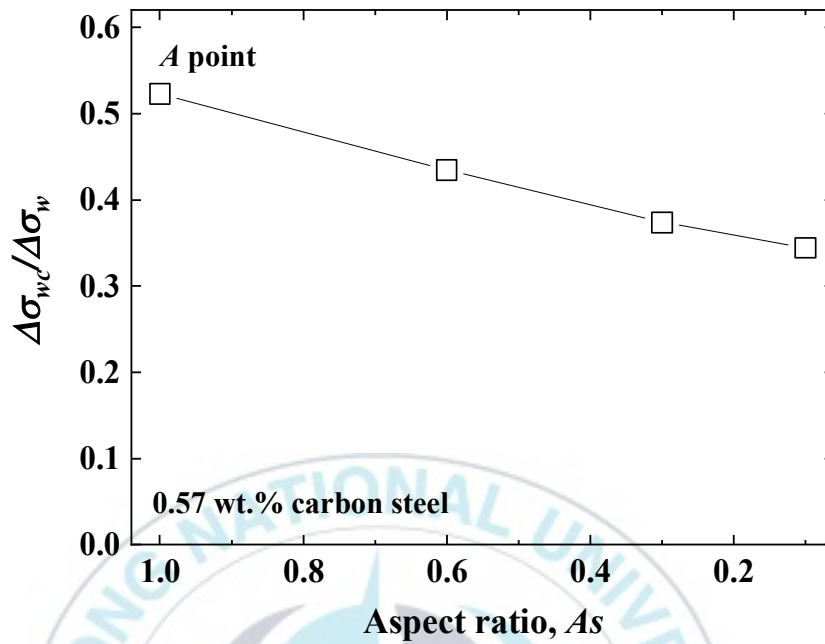


Fig. 5.4 Comparison of fatigue limit ratio according to aspect ratio at crack depth of 0.1mm.

Fig. 5.5는 0.57 wt% 탄소강 평활시험편의 각 A_s 에서 피로한도 감소율 (10%, 20%, 30%, 50%)에 따르는 균열 깊이를 나타낸다. 균열 깊이는 피로한도 감소율이 증가함에 따라서 증가하였으며, A_s 에 상관없이 피로한도 감소율 10%에 비하여 20%에서 약 2.45배, 30%에서 약 4.5배, 50%에서 약 14배 크게 나타났다. 특히 A_s 가 클수록 각 피로한도 감소율에서 균열 깊이가 크게 나타났다. 이것은 균열 시험편의 피로한도는 균열면적 $\sqrt{area}$ 에 의존하기 때문이다 [3].



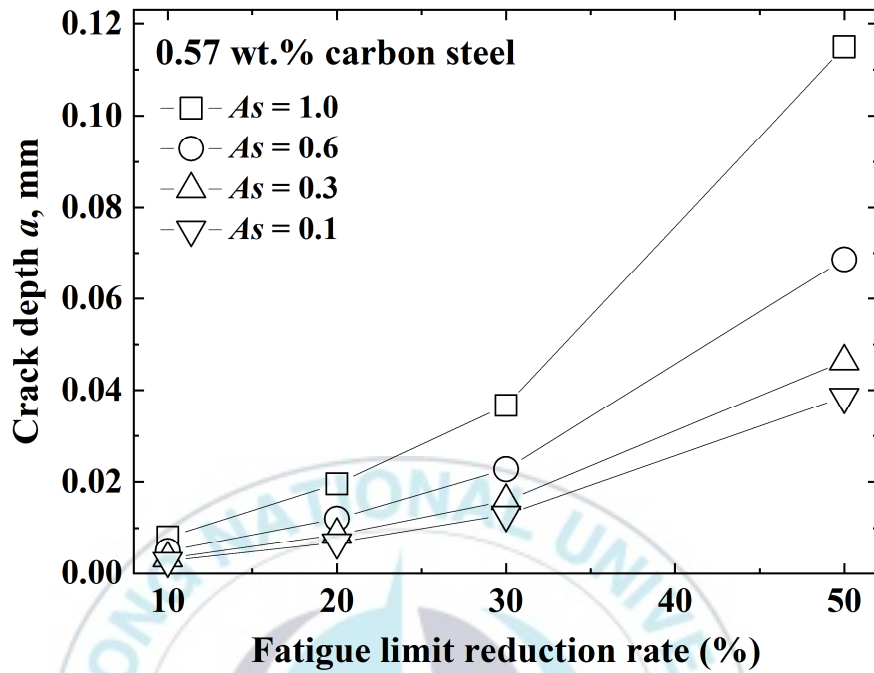


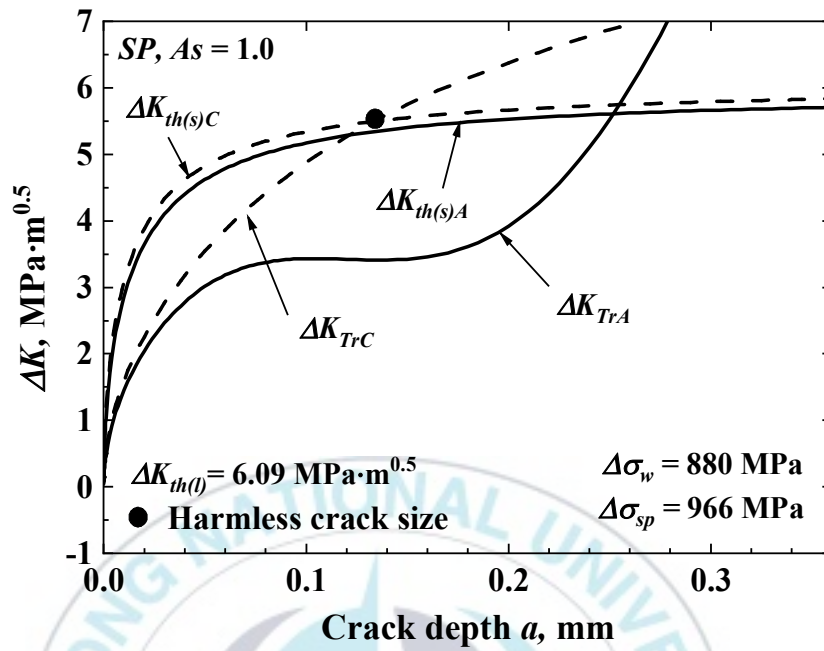
Fig. 5.5 Crack depth according to the fatigue limit reduction rate at each aspect ratio (As).

5.4.2 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml}) 평가

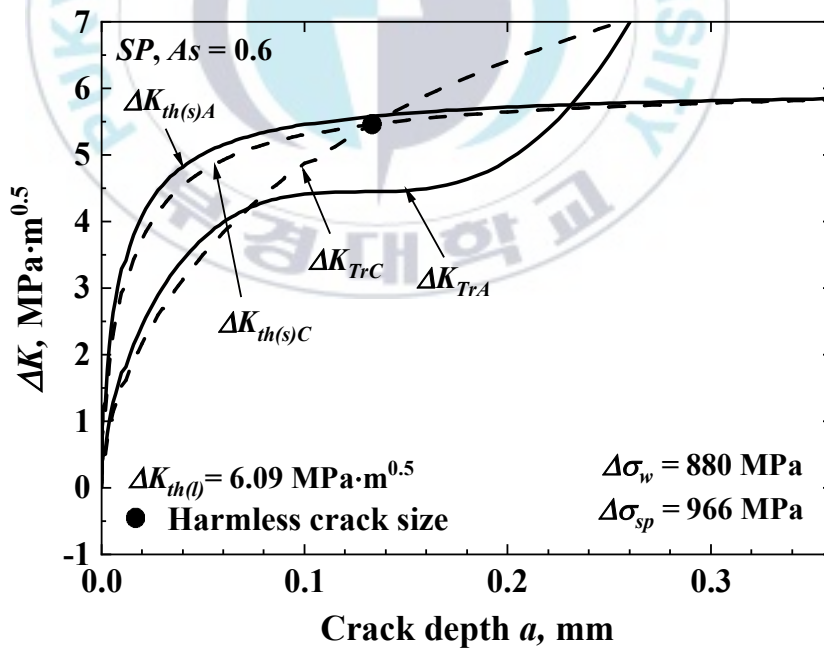
Fig. 5.6은 SP 및 SSP 에서 ΔK_{Tr} 과 ΔK_{th} 의 균열 깊이 의존성을 나타낸다. 여기서 ΔK_{th} 는 식(2.8)에 $non-SP$ 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_w$)와 $\Delta K_{th(l)}$ 을 대입하여 평가하였으며, ΔK_{Tr} 은 Newman-Raju 식(2.7) [4]에 SP 및 SSP 평활시험편의 피로한도($\Delta\sigma_{sp}$)를 대입하여 얻은 값과 압축 잔류응력 식(2.13) [5]으로 얻은 값을 합한 식(2.11)에서 얻었다.

Fig. 5.6 (a)-(d)는 SP 에서 각각 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 의 결과이다. Fig. 5.6은 A 점과 C 점의 결과를 함께 나타내었다. SP 에 의한 무해화 가능 최대 균열 깊이(a_{hml} , ●)는 식(2.12)로 결정된 균열 크기다. a_{hml} 는 A 점과 C 점에서 작은 균열을 사용한다. Fig. 5.6에서 ΔK_{TrA} 과 $\Delta K_{th(s)A}$, ΔK_{TrC} 과 $\Delta K_{th(s)C}$ 는 교점이 있다. 따라서 a_{hml} 는 식(2.12)에 따라서 결정하였다. $As=1.0$ 과 0.6 의 a_{hml} 는 C 점에서 결정되었고, $As=0.3$ 과 0.1 은 A 점에서 결정되었다. $As=1.0$ 과 0.6 구간은 표면의 압축 잔류응력이 크게 작용하고, $As=0.3$ 과 0.1 구간은 깊이 방향의 잔류응력이 크게 작용하였기 때문이다.

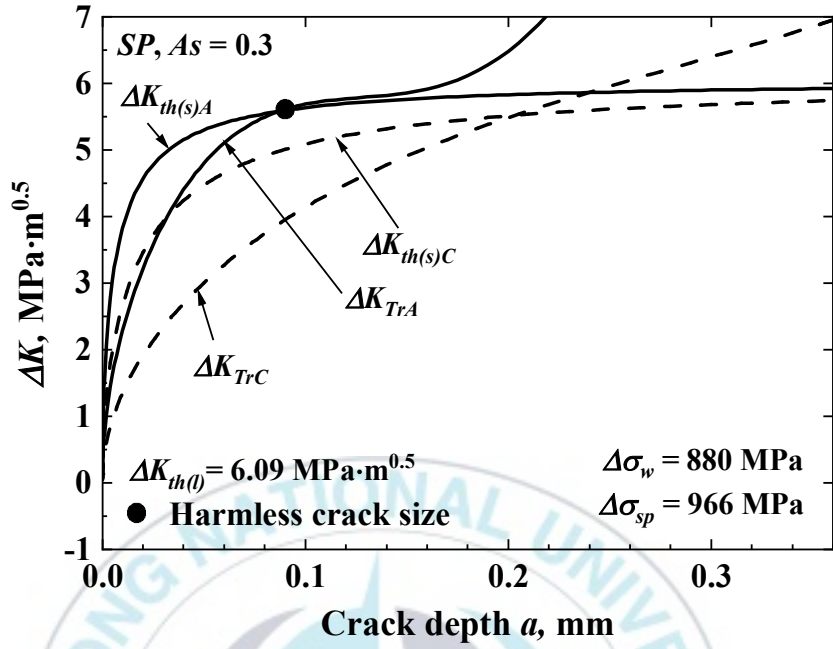
Fig. 5.7 (a)-(d)는 SSP 에서 각각 $As=1.0, 0.6, 0.3$ 및 0.1 의 결과이다. Fig. 5.7은 Fig. 5.6과 마찬가지로 $As=1.0$ 과 0.6 의 a_{hml} 는 C 점에서 결정되었고, $As=0.3$ 과 0.1 은 A 점에서 결정되었다.



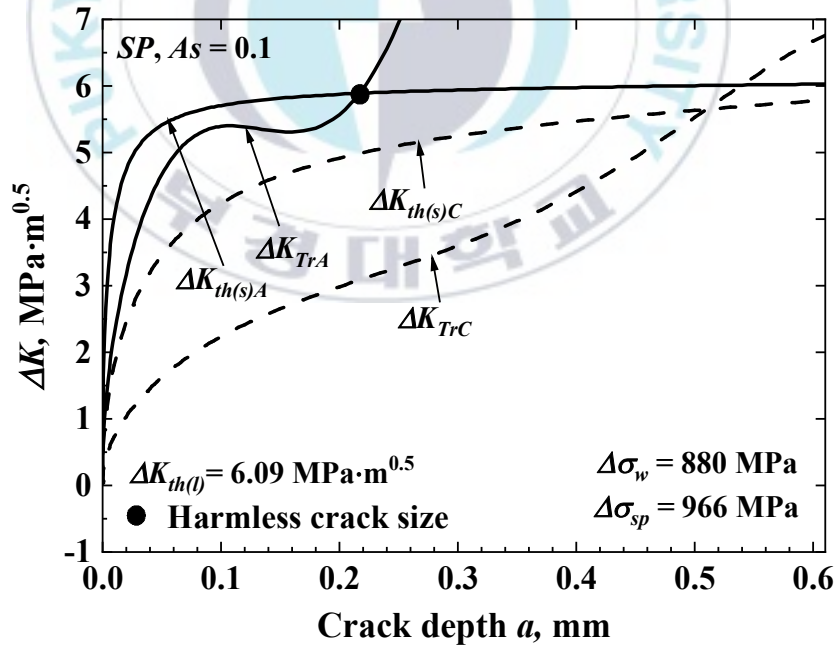
(a)



(b)



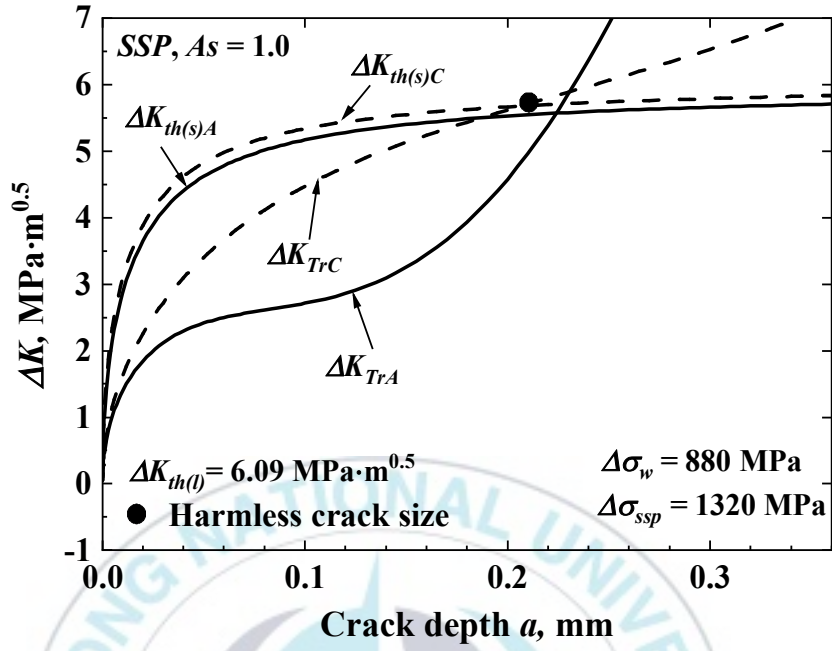
(c)



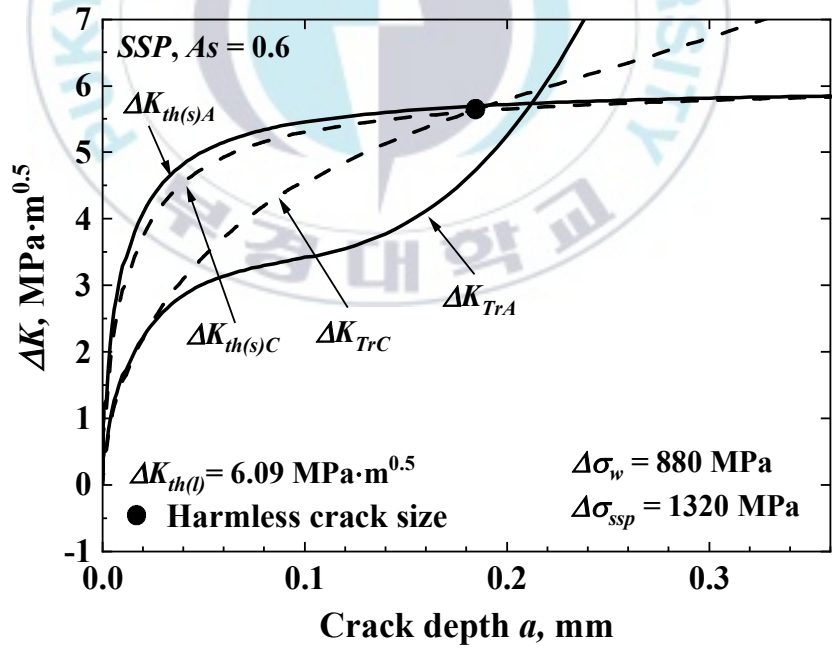
(d)

Fig. 5.6 Crack depth dependence of ΔK_{Tr} and ΔK_{th} at SP specimen.

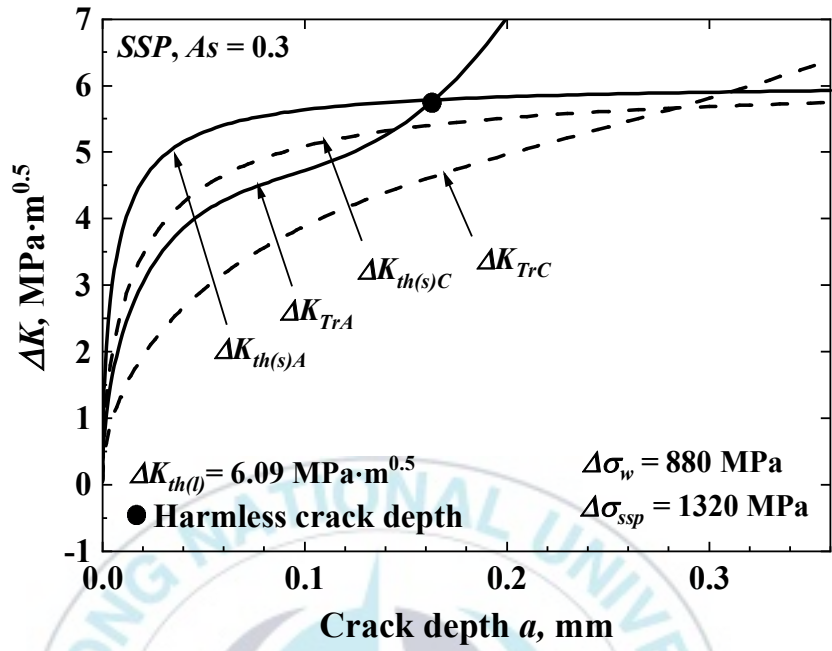
(a) $As=1.0$, (b) $As=0.6$, (c) $As=0.3$, (d) $As=0.1$.



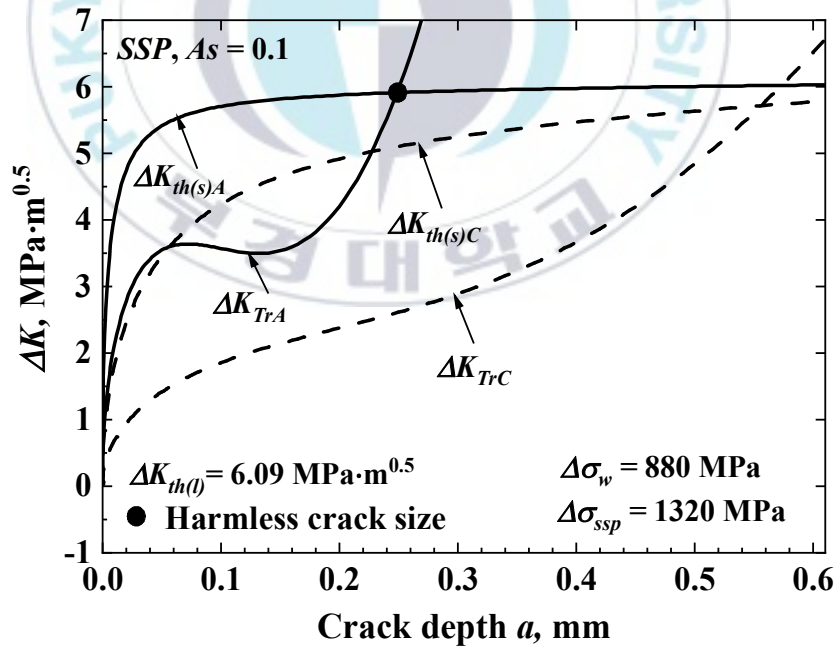
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 5.7 Crack depth dependence of ΔK_{Tr} and ΔK_{th} at SSP specimen.

(a) $As=1.0$, (b) $As=0.6$, (c) $As=0.3$, (d) $As=0.1$.

Fig. 4.8는 *SP* 및 *SSP*에 의한 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml})의 *As* 의존성을 나타내었다. *SP* 및 *SSP*의 a_{hml} 는 균열 표면($As=1.0$ 과 $0.6 : C$ 점) 및 균열 깊이($As=0.3$ 과 $0.1 : A$ 점)에서 결정되었다.

Table 5.3 및 5.4는 각각 *SP*와 *SSP* 결과로, a_{hml} , a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} 및 a_{NDI2} 를 같이 나타내었다.



Table 5.3 The values of a_{hml} , a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} and a_{NDI2} obtained from point A and point C of SP specimen.

SP	point A			point C				
As	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{NDI1}	a_{NDI2}
1	0.252	0.028	0.116	0.133	0.022	0.087	0.300	0.418
0.6	0.231	0.017	0.069	0.133	0.023	0.091	0.232	0.324
0.3	0.087	0.012	0.047	0.204	0.032	0.127	0.164	0.229
0.1	0.217	0.010	0.039	0.510	0.079	0.300	0.095	0.132

Table 5.4 The values of a_{hml} , a_{25} , a_{50} , a_{NDI1} and a_{NDI2} obtained from point A and point C of SSP specimen.

SSP	point A			point C				
As	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{hml}	a_{25}	a_{50}	a_{NDI1}	a_{NDI2}
1	0.224	0.028	0.116	0.206	0.022	0.087	0.300	0.418
0.6	0.212	0.017	0.069	0.184	0.023	0.091	0.232	0.324
0.3	0.164	0.012	0.047	0.285	0.032	0.127	0.164	0.229
0.1	0.249	0.010	0.039	0.556	0.079	0.300	0.095	0.132

5.4.3 표면균열 무해화 기술의 재료 안전에 응용

Fig. 5.8은 SP 및 SSP 의 a_{hml} , a_{25} , a_{50} 및 a_{NDI} 의 As 의존성을 나타낸다. 즉, 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50}), 비파괴검사에서 검출 가능한 균열 깊이(a_{NDI1} , a_{NDI2}) 및 SP 및 SSP 에 의한 무해화 가능 균열 깊이(SP a_{hml} , SSP a_{hml})를 비교한다. a_{25} 및 a_{50} 은 As 가 작아짐에 따라서 감소한다. 피로한도 25% 및 50% 감소하는 균열 a_{25} (점선) 및 a_{50} (파선)은 a_{hml} (□, ○)보다 아래쪽에 있으므로 무해화 가능하다. 그러나 비파괴검사에 의한 균열검출 깊이 (a_{NDI1} , a_{NDI2})는 피로한도 25% 및 50% 감소하는 피로 균열 깊이(a_{25} , a_{50})보다 위쪽에 있으므로 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 따라서 더욱 고해상도의 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.

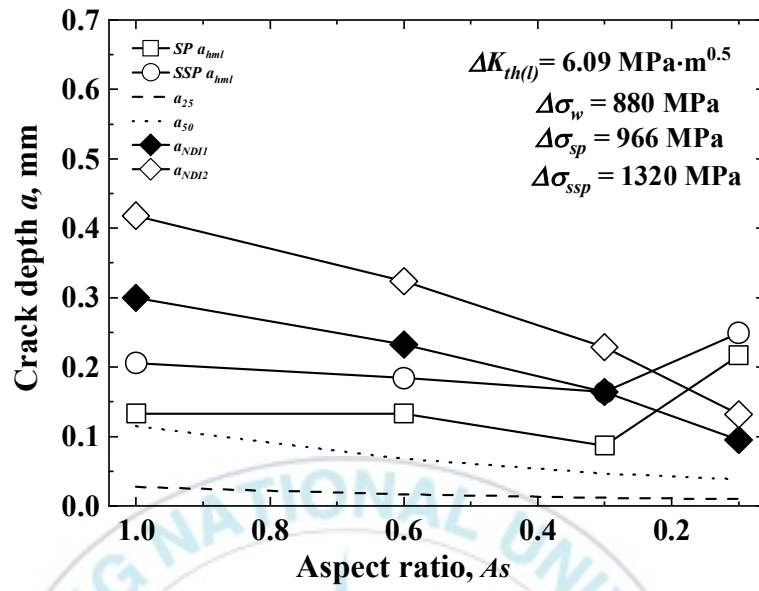


Fig. 5.8 A_s dependence of a_{hml} , a_{25} , a_{50} and a_{NDI} .

5.5 결론

미소균열 길이에 따르는 0.57 wt% 탄소강의 피로한도를 평가하였다. 하한계 응력확대계수, SP 및 SSP 에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, 피닝 방법에 따르는 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml})의 As 의존성 및 $non-SP$ 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 As 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사에 의한 피로 균열의 검출한계 (a_{NDI1} , a_{NDI2})를 가정하고, 피로한도가 감소하는 균열의 검출 가능성을 평가하였다. 그 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 피로한도는 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정하지만, 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 감소하였다.
- (2) 균열형상비가 적을수록 균열 깊이(A점)의 피로한도는 더 많이 감소하였고, 깊이의 피로한도비는 균열형상비가 적어짐에 깊이 방향으로 균열의 진전이 빠르므로 더 많이 감소하였다.
- (3) SP 및 SSP 의 a_{hml} 는 $As = 1.0$ 과 0.6에서 C점, $As = 0.3$ 과 0.1에서 A점에서 결정되었다.
- (4) 압축 잔류 응력분포는 a_{hml} 에 크게 영향을 미치고, 압축 잔류응력이 클수록 a_{hml} 가 크게 나타나므로, 본 연구에서 압축 잔류응력이 큰 SSP 의 a_{hml} 가 크다. As 는 a_{hml} 에 영향을 미치고, 작아짐에 따라서

a_{hml} 가 감소하지만, 0.1에서는 증가하였다.

(5) SP 및 SSP 의 $a_{hml} > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, 본 연구의 SP 및 SSP 로 강의 안전성 및 신뢰성을 확보할 수 있다.

(6) SP 및 SSP 의 $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 따라서 더욱 고해상도 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.



참고문헌

1. F. Takahashi, 2008, “Improvement of Fatigue Limit and Acceptable Surface Defect Size for Spring Steel by Shot Peening” , Yokohama National University PhD. Thesis
2. M. Nakagawa, K. Takahashi, T. Osada, H. Okada, H. Koike, 2014, “Improvement in FATigue Limit by Shot Peening for High-strength Steel Containing Crack-like Surface Defect (Influence of Surface Crack Aspect Ratio)” , *Japan Society of Spring Engineers*, Vol. 2014, No. 58, pp. 13-18.
<http://dx.doi.org/10.5346/trbane.2014.13>
3. Murakami, Y., 1989, “Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions on the Fatigue Strength of Metals” , *JSME International Journal Series I*, Vol. 32, No. 2, pp. 1678-180.
4. J. C. Newman Jr, I. S. Raju, 1981, “An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack” , *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 15, pp. 185-192.
[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(81\)90116-8](https://doi.org/10.1016/0013-7944(81)90116-8)
5. American Petroleum Institute, 2000, “Recommended Oractice 579, Fitness for Service” , *American Petroleum Institute*, pp. C3-C10.

제6장

결 론



본 연구는 0.44 wt%와 0.61 wt% 탄소강 및 0.57 wt% 탄소강을 사용하여, 미소균열 크기에 따르는 피로한도를 평가하였다. 또한, 하한계 응력확대계수, 쇼트피닝 및 스트레스 쇼트피닝에 의한 잔류응력 분포를 사용하여, 탄소 함유량, HV 및 피닝 종류에 따르는 무해화 최대 균열 깊이(a_{hml})의 균열형상비(Aspect ratio; As) 의존성 및 *non-SP* 평활시험편의 피로한도가 25% 또는 50% 감소하는 균열 깊이 (a_{25} , a_{50})의 As 의존성을 평가하였다. 또한, 비파괴검사로 각각 표면균열 $2c = 0.6$ mm, 깊이 $a = 0.3$ mm 및 $2c = 1.4$ mm, $a = 0.25$ mm를 반원 균열로 가정하고, 이들의 검출한계(a_{NDI1} , a_{NDI2})를 평가하여, 강의 안전성 및 신뢰성을 평가하였다.

- (1) 피로한도는 탄소 함유량 및 HV와 상관없이 미소균열의 크기가 어느 한도까지 거의 일정하지만, 균열의 크기가 증가함에 따라서 급격하게 피로한도가 감소하였다.
- (2) As 가 작을수록 균열 깊이(A점)의 피로한도는 더 많이 감소하였다. 또한, 피로한도비는 탄소 함유량이 많고, HV가 큰 것이 더 낮았다. 깊이의 피로한도비는 As 가 작아짐에 더 많이 감소하였다.
- (3) 0.44 wt%, 0.61 wt% 및 0.57 wt% 탄소강(470HV, 570HV)의 a_{hml} 는 As 에 상관없이 모두 깊이에서 결정되었다. 그러나 열처리가 다른 0.57 wt% 탄소강은 *SP* 및 *SSP*에 따라서 a_{hml} 가 다르다. 즉, $As=1.0$ 과 0.6은 표면, $As=0.3$ 과 0.1은 깊이에서 결정되었다.

(4) 압축 잔류 응력분포는 a_{hml} 에 영향을 크게 미치고, 압축 잔류응력이 클수록 a_{hml} 가 길지만, 본 연구에서 0.61 wt% 및 0.57 wt% 탄소강의 570HV 잔류응력이 크지만 a_{hml} 는 작았다. 표면의 압축 잔류응력이 큰 0.61 wt% 탄소강은 깊이 방향의 잔류응력이 큰 0.44 wt% 탄소강보다 a_{hml} 는 작았다. As는 a_{hml} 에 영향을 미치고, 작아짐에 따라서 표가 저하하는 경향이였다. 열처리가 다른 0.57 wt% 탄소강은 SSP의 a_{hml} 가 SP보다 크다.

(5) 0.44 wt% 탄소강 ($As < 0.6$) 및 0.61 wt% 탄소강은 $a_{hml} > a_{25}$ 이므로, 쇼트피닝으로 강의 안전성 및 신뢰성을 확보할 수 있으나, $a_{hml} < a_{50}$ 이므로 확보할 수 없다. 그러나 0.57 wt% 탄소강의 470HV와 HV570은 $a_{hml} > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, SP로 a_{25} 및 a_{50} 의 안전성 및 신뢰성을 확보할 수 있다. 열처리가 다른 0.57 wt% 탄소강은 SP 및 SSP의 $a_{hml} > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, SP 및 SSP로 강의 안전성 및 신뢰성을 확보할 수 있다.

(6) 0.44 wt% 탄소강은 $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) < (a_{25}, a_{50})$ 이 있으므로 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 균열을 검출할 수 있다. 한편 0.61 wt% 탄소강은 $a_{NDI1} < a_{50}$ 이므로 비파괴검사로 a_{50} 균열을 검출할 수 있다. $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > a_{25}$ 및 $a_{NDI2} > a_{50}$ 이므로 각각 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 0.57 wt% 탄소강의 470HV와 HV570은 $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없

다. 또한, 열처리가 다른 0.57 wt% 탄소강의 SP 및 SSP 는 $(a_{NDI1}, a_{NDI2}) > (a_{25}, a_{50})$ 이므로, 비파괴검사로 a_{25} 및 a_{50} 의 균열을 검출할 수 없다. 따라서 더욱 고정도 비파괴검사 기술을 적용할 필요가 있다.



발표 논문

< Publication Paper of Journal >

1. Kyoung-Hee Gu, Gum-Hwa Lee, Weon-Gu Lee, Chang-Seok Oh and Ki-Woo Nam*, 2022, " Comparison of Threshold Stress Intensity Factor and Fatigue Limit for Small Crack of Offshore Structural Steel F690, " Journal of The Korean Society of Industry Convergence, Vol. 25, No. 2, pp. 141-148.
<https://doi.org/10.21289/KSIC.2022.25.2.141>
2. 오창석, 구경희, 이금화, 남기우 (2022.04), "HV가 다른 0.57 wt% 탄소강의 미소 균열에 따르는 피로 한도" 한국산업융합학회 논문집, 제25권, 제2호, pp. 233-238.
<https://doi.org/10.21289/KSIC.2022.25.2.233>
Chang-Seok Oh, Kyoung-Hee Gu, Gum-Hwa Lee, Ki-Woo Nam* (2022.04), "Fatigue Limit according to Microcracks in 0.57 wt% Carbon Steel with Different HV" Journal of The Korean Society of Industry Convergence, Vol. 25, No. 2, pp. 233-238.
3. Kyoung-Hee Gu, Gum-Hwa Lee, Chang-Seok Oh, Ki-Woo Nam, (2022.08), " Harmless crack characteristics by shot peening of steels with different carbon contents" MRS Advances, Vol. 7, pp. 811-817.
<https://doi.org/10.1557/s43580-022-00326-y>
4. Kyoung-Hee Gu, Gum-Hwa Lee, Chang-Seok Oh, Ki-Woo Nam, (2022.12), "Reliability Evaluation of 0.57 wt% Carbon Steel for Spring with Different Types of Peening" , Key Engineering Materials, Vol.

938, pp. 41-49.

<https://doi.org/10.4028/p-i42gp8>

< Publication Paper of Proceeding >

1. 구경희, **오창석**, 윤서현, 남기우, “미소균열 크기에 따르는 탄소 0.44wt% 강의 피로한도 및 하한계응력확대계수”, 한국동력기계공학회 2021년도 추계학술대회논문집 pp. 03-04

Kyoung-Hee Gu, Chang-Seok Oh, Seo-Hyun Yun and Ki-Woo Nam, “A Study on the Surface Crack Harmless Available Size of SCM435 by Ultrasonic Peening”, Proceedings of The 2021 KSPSE (Korean Society for Power System Engineering) Autumn Conference, pp. 03-04.

2. Kyoung-Hee Gu, **Chang-Seok Oh**, Cheol-Su Kim, Seok-Hee Kang, Jae-Eun Paeng, KI-Woo Nam, 2022, “Harmless crack characteristics by shot peening of steels with different carbon content”, MRS (Materials Research Society) Spring 2022, May 8-14, 2022, Hawaii, USA,

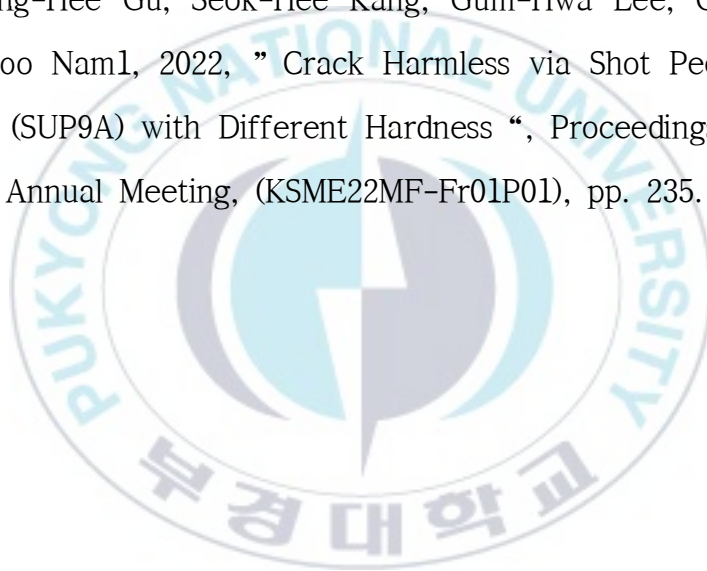
3. 구경희, 이금화, **오창석**, 윤서현, 남기우, 2022, “미소균열 크기에 따르는 0.61wt% 탄소강의 피로한도”, 한국동력기계공학회 2022년도 춘계학술대회논문집 pp. 141-142

Kyoung-Hee Gu, Gum-Hwa Lee, Chang-Seok Oh, Seo-Hyun Yun, Ki-Woo Nam, 2022, “Fatigue Limit of 0.61 wt% Carbon Steel according to Microcrack Size”, Proceedings of The 2022 KSPSE

(Korean Society for Power System Engineering) Spring Conference, pp. 141-142.

4. 구경희, 강석희, 이금화, **오창석**, 남기우, 2022, ” 경도가 다른 스프링강(SUP9A)의 쇼트피닝에 의한 균열무해화 “, 대한기계학회 재료 및 파괴부문 2022년 춘계학술대회 논문집 (KSME22MF-Fr01P01), pp. 235.

Kyoung-Hee Gu, Seok-Hee Kang, Gum-Hwa Lee, Chang-Seok Oh, Ki-Woo Nam¹, 2022, ” Crack Harmless via Shot Peening of Spring Steel (SUP9A) with Different Hardness “, Proceedings of The KSME 2022 Annual Meeting, (KSME22MF-Fr01P01), pp. 235.



감사의 글

배움에 대한 열망으로 학위과정을 시작한 지 엇그제 같은데 어언 2년 반이 흘렀습니다. 돌이켜 생각하면 고마운 분들이 너무 많았고 한편 시간적으로나 물리적으로 부족한 탓에 보다 열심히 하지 못했던 건 아닌가 하는 개인적인 아쉬움도 남습니다. 회사와 학교 두 마리 토끼를 놓치지 않으려고 부단히도 발버둥 치며 힘들어할 때마다 용기와 희망을 주시고 격려해주신 많은 분들 덕분에 오늘 이 자리에 있을 수 있음을 느낍니다.

먼저 작은 결실을 맺을 수 있도록 지도해 주시고 이끌어 주신 존경하는 남기우 지도교수님과 바쁘신 중에도 제 논문의 심사를 맡아 부족한 부분까지 꼼꼼히 확인하여 논문의 완성도를 높여주시고 성심성의껏 심사해주신 윤서현 교수님, 고성위 교수님, 김철수 박사님과 김재훈 박사님께 진심으로 감사드리며, 재료강도 및 비파괴연구실 모든 분들께 감사의 인사를 올립니다.

그리고 마지막으로 자료 수집에서부터 진행까지 불철주야 도움을 주고 함께 한 동료 선후배에게 고맙다는 말과 함께 그들의 앞날이 다 잘 되기를 기원합니다.

지금은 하늘나라에 계시지만 저를 낳아 사랑으로 수고로이 키워주시고, 오늘의 저를 보신다면 너무도 기뻐하셨을 부모님과, 바쁜 업무 가운데서도 배움의 길을 갈 수 있도록 항상 옆에서 조언과 응원을 해 준 아내(최진)와 아들(재준), 딸(영서), 장모님에게도 감사의 마음을 전하며, 기쁨을 함께 나누고 싶습니다.

이제는 이 모든 분들께 은혜를 보답하기 위해 지금을 새로운 출발점으로 생각하며 조금씩 학문의 깊이를 더해가도록 노력하겠습니다. 그리고 우리가 함께 살아가는 사회에 더욱 필요한 사람이 되도록 노력하겠습니다.

감사합니다.

2023. 06. 오창석 (배상)