핵연료상단고정체 누름스프링 체결나사의 파손해석

고승기†·류창훈*·이정준*·나의균*·백태현*·전경락**

Failure Analysis of Top Nozzle Holddown Spring Screw for Nuclear Fuel Assembly

Koh, S.K., Ryu, C.H., Na, E.G., Baek, T.H., and Jeon, K.L.

Key Words: Holddown Spring Screw(누름스프링 체결나사), Preload(예하중), Primary Water Stress Corrosion Cracking(1차냉각수 응력부식균열), Failure Analysis(파손해석)

Abstract

A failure analysis of holddown spring screw was performed using fracture mechanics approach. The spring screw was designed such that it was capable of sustaining the loads imposed by the initial tensile preload and operational loads. In order to investigate the cause of failure, a stress analysis of the top nozzle spring assembly was done using finite element analysis and a life prediction of the screw was made using a fracture mechanics approach. The elastic-plastic finite element analysis showed that the local stresses at the critical regions of head-shank fillet and thread root significantly exceeded than the yield strength of the screw material, resulting in local plastic deformation. Primary water stress corrosion cracking life of the Inconel 600 screw was predicted by using integration of the Scott model and resulted in 1.42 years, which was fairly close to the actual service life of the holddown spring screw.

1. 서 론

핵연료 상단고정체 스프링나사에 대한 운전 중 손상은 오래 전부터 국내외에서 보고되고 있다.(1) Fig. 1과 같은 스프링나사의 파손은 응력부식균열(Primary Water Stress Corrosion Cracking: PWSCC)에 의한 것으로 알려지고 있으며 스프링나사의 파손을 방지하기 위하여 스프링나사의 재질을 기존에 사용하던 Inconel 600에서 응력부식균열에 대한 저항성이 크고 항복강도가 높은 Inconel 718로 변경하거나, 몸체-나사연결부위의 응력집중을 완화시킬 수 있도록 형상을 변경하거나, 나사제조방법을 절삭가공에서 전조가공으로 변경하거나, 나사표면을 숏피닝(shot peening)처리하는 등의 제조공정을 변경하여 오고 있다.(1)

핵연료 상단고정체에 대한 연구는 누름스프링의 강성해석, 지지격자의 설계를 중심으로 진행되어 오고 있으나 실제 많은 파손이 발생하는 누름스프링 나사에 대한 강도 및 건전성해석은 일부 외국회사에서의 연구를 제외하고는 매우 적은 상황이므로 운전 중 발생하는 나사파손으로 인한 경제적인 피해를 국내 발전회사들이 감수하고 있는 상황이다. 따라서 본 연구에서는 현재 운전중인 웨스팅하우스 원전용 17x17형 핵연료집합체 상단고정체부품의 건전성을 확보하고 나사손상의 원인을 규명하기 위하여 상단고정체에 대한 탄소성 유한요소해석을 통하여 Fig. 2와 같은 형상의

† 군산대학교 기계공학부
E-mail : skkoh@kunsan.ac.kr
TEL : (063)469-4717 FAX : (063)469-4727
* 군산대학교 기계공학부
** 한전원자력연료(주) 핵연료설계처

Table 1 Chemical compositions of Inconel alloys

Materials	Chemical compositions											
	Ni	Cr	Fe	Mo	Mn	Si	C	Nb	Ti	Al	Co	Cu
Inconel 600	72	15.8	7.2	-	1.3	0.5	0.04	-	-	-	0.5	0.5
Inconel 718	55	18.6	18.5	3.1	0.35	0.35	0.04	5.0	0.9	0.4	0.1	0.3

누름스프링나사에 발생하는 응력분포를 구하였으며, 나사의 나사산뿌리에 존재하는 균열의 응력부식균열진전수명을 파괴역학적인 방법을 이용하여 스프링나사의 PWSCC 수명을 예측하였다.

2. 누름스프링체결나사의 응력해석

2.1 상단고정체의 유한요소 모델링

상단고정체를 구성하는 나사를 포함한 각 부품에서의 국부적인 응력 및 변형률의 정확한 계산을 위하여 유한요소법을 이용하여 모델링하고 실제 운전상태와 동일한 하중 및 경계조건을 부과하여 탄소성 응력해석을 수행하였다.

핵연료집합체 상단고정체에 대한 유한요소모델은 Fig. 3과 같으며 ABAQUS 6.2를 이용하여 해석을 수행하였다.[2] 판스프링과 스프링나사는 20개 절점의 6면체요소(C3D20)가 사용되었으며, 상판은 강체(analytical rigid surface)로 정의되었다. 나사와 스프링은 각각 11,296개와 6,267개의 요소로 구성되어 상단고정체는 총 17,563개의 요소로 모델링되었다.

하부스프링과 상판, 스프링과 스프링, 상부스프링과 나사머리는 각각 접촉하여 하중을 전달하는 불연속 구속 상태에 있다. 이러한 접촉해석을 위하여 ABAQUS에서 small-sliding 및 penalty friction formulation 방법을 이용하였으며 모든 부분에서의 마찰계수는 0.2로 가정하였다. 또한 스프링은 많은 처짐을 보이므로 기하학적인 비선형을 고려하여 해석을 수행하였다.

스프링나사의 나사산(thread) 중 상판에 박힌 부

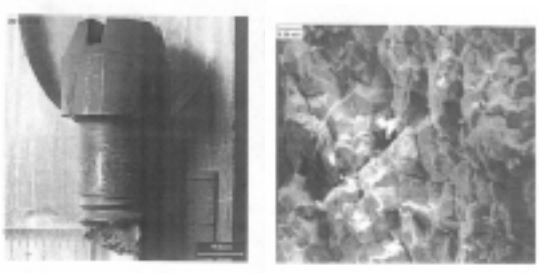

Fig. 1 Fracture of holddown spring screw.

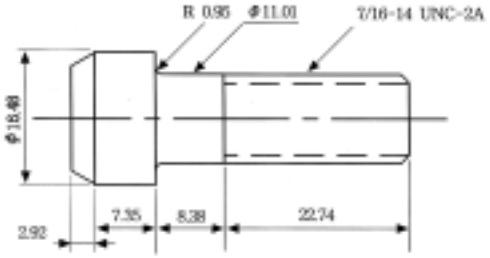

Fig. 2 Schematic drawing of 7/16-14 UNC spring screw.

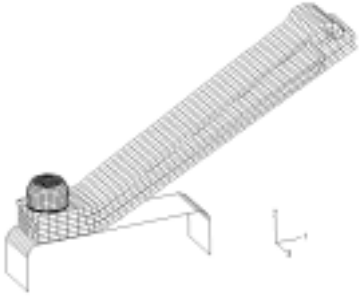

Fig. 3 Finite element models of a top nozzle spring assembly.

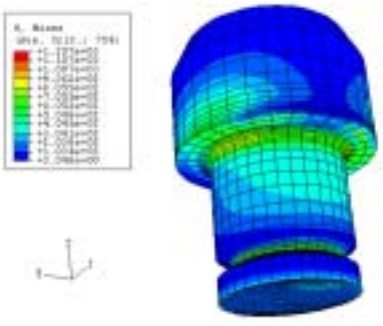

Fig. 4 Stress distributions of preloaded screw subjected to a holddown force of 2.25kN.

Table 2 Mechanical properties of Inconel 600 and 718 alloys

Mechanical properties	Alloy 600	Alloy 718
Elastic modulus, E(GPa)	210	225
0.2% offset yield strength, σ_{ys}(MPa)	706	1,188
Ultimate tensile strength, σ_u(MPa)	792	1,492
Elongation, EL(%)	45	20
Reduction in area, RA(%)	68.2	34.7
True fracture strain, ε_f(%)	114.6	42.6
True fracture stress, σ_f(MPa)	1,625	2,007
Hardness, HRc	21.0	40.4

분을 제외하고 상판 위에 한 개의 나사산만 모델링한 후 상판에 고정하였다. 나사산의 형상은 나선형이 아닌 0.24mm의 곡률반경을 지닌 원형홈으로 모델링하였다. 각 스프링의 강체회전을 방지하기 위하여 Fig. 3에서 나사쪽 끝단의 두 점에 대한 1, 3(x, z)방향으로의 변위를 구속하였다.

상단고정체에 대한 탄소성해석을 위하여 체결나사 및 스프링재료인 Inconel 600 및 Inconel 718 소재의 단순인장시험을 각각 수행하였으며, 탄소성 유한요소해석을 위하여 진응력-진변형률관계를 구하여 최대응력까지의 선도를 3개의 직선으로 가정하여 입력하였으며 등방경화법칙을 적용하였다. Inconel 600 및 718의 화학적성분 및 기계적특성은 각각 Table 1 및 Table 2와 같다.

2.2 체결나사의 탄소성응력분포 및 작용하중

체결토크에 의하여 나사에 발생하는 예하중을 20kN으로 가정하였을 때 누름하중의 변화에 따른 나사의 각 부분에 발생하는 등가응력 및 등가소성변형률분포는 Figs. 4~5와 같다. 누름하중이 증가함에 따라 필렛 및 나사뿌리에 발생하는 응력수준은 증가하여 필렛부위에서는 실제 운전 중 2.25kN의 누름하중이 작용하는 경우에는 재료의 항복응력을 초과하여 국부적인 소성변형이 나타났으며 그 위치는 스프링 전면으로부터 약 ±62°에서 나타났다. 나사뿌리에서는 예하중만에 의하여서도 항복응력보다 큰 응력이 발생하였다.

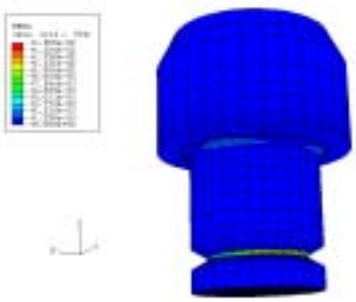

Fig. 5 Equivalent strain distributions of preloaded screw subjected to a holddown force of 2.25kN.

Table 3 Reaction forces and moments in screw

Loading type	P_1(kN)	P_2(kN)	M(kN · mm)
Holddown force	2.56	24.0	41.1
Preload + holddown force	2.22	20.0	34.5

한편 운전하중보다 큰 3.0kN의 누름하중이 작용할 때에는 오히려 필렛에서의 응력이 감소하는 경향을 나타냈다. 이러한 현상은 누름하중이 증가함에 따라 나사의 필렛에서 최대응력 발생위치가 스프링 전면방향에서 스프링 후면 방향으로 이동함에 기인한다. 또한 나사체결 예하중을 가하는 경우는 그렇지 않는 경우에 비하여 운전누름하중 작용시 나사의 필렛 및 나사뿌리에 발생하는 등가응력 및 등가변형률이 각각 약 4~9%, 37~21% 감소하여 나사체결시 예하중이 나사강도향상에 긍정적인 효과가 있음을 확인하였다.

핵연료 상단고정체의 탄소성 유한요소 응력해석으로부터 누름하중을 받는 스프링체결나사에 발생하는 하중이 얻어졌다. 나사에 발생하는 하중은 축하중을 포함하여 전단하중 및 굽힘모멘트가 Fig. 6과 같이 작용한다. 나사에 발생하는 하중은 나사 예하중의 존재 여부에 따라 Table 3과 같이 유한요소해석으로부터 얻어졌다.

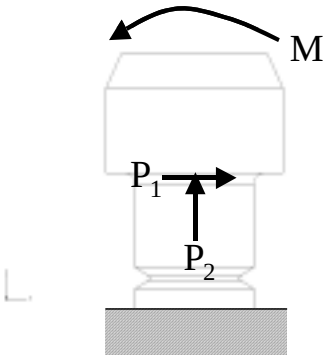

Fig. 6 Reaction forces and moments in the screw.

3. 파괴역학적 해석

3.1 응력부식균열진전속도

PWSCC에 의한 균열진전속도는 온도, stress intensity, water chemistry 및 시험방법에 따라서 10^{-12}에서 10^{-8} m/sec정도의 범위에서 분포한다.[3,4] Scott[3]는 Smialowska[4]의 데이터 및 응력부식균열의 성장 kinetics에 근거하여 PWSCC의 균열성장 속도식을 제시하였다. Smialowska의 데이터는 증기발생기용 튜브를 펴서 얇은 판형시편에 대해 측정한 값이다. 이 얇은 판재는 상당한 냉간가공을 받는다. 그러나 표면의 일부만 냉간가공의 효과가 존재하고 내부는 냉간가공효과를 배제할 수 있다. 따라서 Smialowska의 데이터에 가공경화효과를 고려하여 PWSCC 균열진전속도를 결정하여야한다. Alloy 600 합금의 응력확대계수에 따른 PWSCC에 의한 균열진전 속도식은 Scott 모델에서 제시한 다음 식으로 표현된다.

$$\frac{da}{dt} = 2.8 \times 10^{-12} (K-9)^{1.16} \quad m/sec \qquad (1)$$

PWSCC 진전속도는 시험방법(하중모드, 변형속도), 시험편의 형태, 시험환경(Li, B량) 및 재료특성(탄성계수, 입계탄화물의 양, 가공정도)등에 따라 차이가 있지만 대부분의 데이터가 Fig. 7과 같이 Scott model이 제시한 경향을 따른다.

3.2 체결나사균열의 응력세기계수

매끄러운 원형봉에 존재하는 원형 또는 직선균열이 인장 및 굽힘하중을 받을 때의 응력세기계수는 Forman과 Shivakumar에 의하여 제안되었다.[5] 인장하중만을 받는 나사의 뿌리에 원주방향 균열이 존재하는 경우에 대한 응력세기계수는 Oster와 Mills[6]에 의하여 제안되었으며, 인장 또는 굽힘하중을 받는 나사의 뿌리에 원형-직선균열의 경우에는 Toribio[7], 그리고 James & Mills[8] 의하여 제안되었다. 여러 제안된 식 중에서 인장하중과 굽힘하중을 동시에 받는 나사뿌리에 존재하는 원형-직선균열에 대한 식은 James와 Mills에 의하여 제안된 식이 가장 작절한 것으로 판단되어 누름스프링 체결나사균열의 응력세기계수식으로 사용되었으며 인장하중을 받는 경우 다음과 같다.[8]

$$\frac{K_I}{\sigma\sqrt{\pi a}} = Ae^{Bx} + C + Dx + Ex^2 + Fx^3 + Gx^4 \qquad (2)$$

위에서 $x=a/D$, A=2.043, B=-31.332, C=0.6507, D=0.5367, E=3.0469, F=-19.504, G=45.647이다. 굽힘모멘트, M을 받는 경우는 $\sigma = \sigma_m = 32M/\pi D^3$이 되며 각 항의 계수는 다음과 같다.

$$\frac{K_I}{\sigma_m\sqrt{\pi a}} = Ae^{Bx} + C + Dx + Ex^2 + Fx^3 + Gx^4 \qquad (3)$$

위에서 A=2.043, B=-31.332, C=0.6301, D=0.03488, E=-3.3365, F=13.406, G=-6.0021이다. 인장하중만을 받는 나사에 원주방향균열이 존재

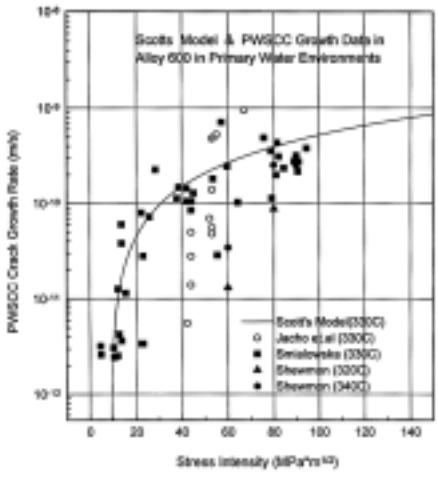

Fig. 7 PWSCC crack growth rate model.

Table 4 Predicted PWSCC crack growth life of screw at 330°C subjected to holddown force

Loading type	a_i(m) at $K_I=K_{ISCC}$	a_c(m) at $K_I=K_{IC}$	Life(year)
Tension	0.000046	0.007099	5.27
Bending	0.000022	0.009756	3.78
Combined load	0.000007	0.006479	1.04

Table 5 Predicted PWSCC crack growth life of screw at 330°C subjected to preload and holddown force

Loading type	a_i(m) at $K_I=K_{ISCC}$	a_c(m) at $K_I=K_{IC}$	Life(year)
Tension	0.000076	0.007388	9.09
Bending	0.000033	0.009934	5.14
Combined load	0.000010	0.006791	1.42

하는 경우의 응력세기계수식은 Oster and Mills에 의한 다음과 같이 제안되었다.[6]

$$\frac{K}{\sigma\sqrt{\pi a}} = f(a/D) \qquad (4)$$

위에서 $f(a/D)=3.0149+2.04902e^{166.26x}-51.624x+722.92x^2-5342.9x^3+21757x^4-45123.3x^5+37900.2x^6$이다. 식 (4)~(6)의 무차원화된 응력세기계수를 비교하면 Fig. 8와 같으며, 나사 예하중이 없이 누름하중만 작용하는 경우, 즉 P_2=24kN, M=41.4kN-mm의 축하중 및 모멘트가 나사에 작용하는 경우의 응력세기계수, K는 균열길이, a에 따라 Fig. 9과 같이 나타내어진다. Fig. 9으로부터 동일한 균열길이를 갖는 경우 원주방향형상의 균열이 원형-직선형상의 균열에 비하여 매우 큰 응력세기계수를 갖게 됨을 확인할 수 있다.

3.3 체결나사의 균열진전수명예측

누름스프링 체결나사의 파손수명은 PWSCC에 의한 균열생성수명과 균열진전수명의 합으로 계산되어 진다. 그러나 균열생성수명이 진전수명에 비하여 상대적으로 매우 짧다고 알려져 있으며 스프링나사 재료 Inconel 600의 결정립크기(grain size)가 대략 20㎛로 일반적으로 사용되는 전열관의 30~50㎛에 비하여 상당히 작은 편이므로 결정립크기의 초기 결함이 이미 존재한다고 가정하면 PWSCC 균열진전수명이 나사의 파손수명으로 간주할 수 있다.

본 연구에서는 Inconel 600 나사재질에 대한 PWSCC 균열진전속도식으로 식 (1)에서 주어진 Scott 모델을 이용하였다. PWSCC 균열진전수명은 Scott 모델식을 적분하면 다음과 같이 계산이 가능하다.

$$T(sec) = \int_0^{t_f} dt = \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{2.8\times10^{-12}(K-9)^{1.16}}\, da \qquad (5)$$

위 식에서 초기균열길이, a_i와 최종균열길이, a_f를 결정하여야 하면 이는 각각 $K_I=K_{ISCC}$ 때의 균열길이와 $K_I=K_{IC}$ 때의 균열길이가 된다. Inconel 600 나사재료의 응력부식균열파괴인성(K_{ISCC})은 10MPa·m$^{1/2}$, 평면변형률파괴인성(K_{IC})은 Westing-house에서 얻어진 341MPa·m$^{1/2}$을 이용하였다. 그러나 K_{ISCC}가 10MPa·m$^{1/2}$이하인 9MPa·m$^{1/2}$부터 균열진전이 일어날 수 있으므로 K_{ISCC}=9MPa·m$^{1/2}$을

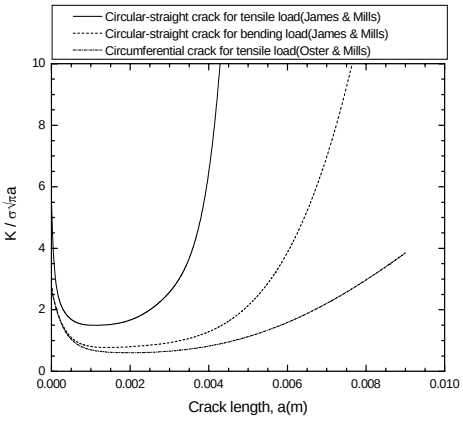

Fig. 8 Normalized stress intensity factors of cracks in screw thread.

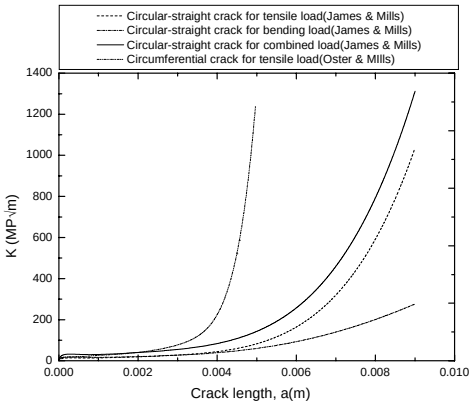

Fig. 9 Stress intensity factors versus crack length for cracked screw thread subjected to a holddown force of 2.25kN.

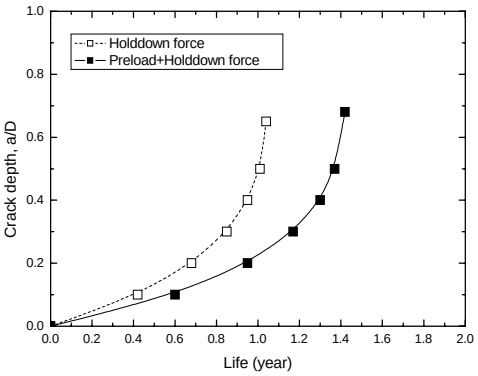

Fig. 10 Consumed PWSCC life of screw at 330°C.

이용하여 계산된 초기균열길이를 이용하여 적분이 수행되었다.

예하중이 없이 조립된 체결나사균열으로부터 누름하중에 의하여 PWSCC 균열진전이 이루어진다면 나사에 발생하는 하중종류에 대한 각각의 수명은 Table 4와 같으며, 인장 및 굽힘하중을 모두 고려한 경우 균열진전깊이에 따른 소비수명은 Fig. 10과 같다. 만약 나사체결토크에 의하여 20 kN의 예하중과 스프링 끝단에 2.25 kN의 누름하중이 가해진다면 Table 5와 같이 수명이 예측된다. Table 4 및 5로부터 실제 운전 중인 나사의 PWSCC 수명은 체결토크에 의한 예하중이 작용하는 경우가 그렇지 않은 경우에 비하여 수명이 증가하여 약 1.42년이 얻어졌다.

4. 결론

핵연료집합체 상단고정체의 탄소성 유한요소해석 및 파괴역학적 해석으로부터 누름스프링나사의 파손원인분석 및 수명예측이 이루어졌으며 다음과 같은 결론이 얻어졌다.

1. 나사에 발생하는 최대 국부응력의 위치는 누름하중수준에 따라 변화하여 누름하중이 증가할수록 스프링의 전면방향에서 후면방향으로 이동하는 경향을 나타냈다. 따라서 응력부식에 의해 나사가 파손되는 경우 현재 운전하중상태에서는 스프링방향을 기준으로 하여 0^{o}~ $\pm 90^{o}$ 사이의 나사머리 필렛 또는 나사뿌리에서 발생할 가능성이 높으며, 이는 실제 나사파단면해석으로부터 확인되었다.

2. 나사체결 예하중은 실제 운전조건에서 누름하중에 의하여 나사 필렛 및 뿌리에 발생하는 등가응력과 등가변형률을 각각 약 4~9%, 21~37% 완화시키는 긍정적인 효과를 나타냈다.

3. 1차냉각수 응력부식균열(PWSCC) 진전에 의한 Inconel 600 나사뿌리에서의 수명은 약 1.42년(17개월)이 얻어졌으며 나사 예하중이 없는 경우보다는 토크에 의한 나사 예하중이 작용하는 경우 약 37% 증가한 수명을 나타내어 예하중의 PWSCC 저항성을 나타냈다. 그러나 지나친 나사체결토크에 의한 높은 예하중은 오히려 PWSCC 수명을 저하시킬 가능성이 존재한다.

후 기

본 연구는 과학기술부 원자력연구개발사업 중 웨스팅하우스형 원전용 개량핵연료개발과제에서 수행되었습니다.

참고문헌

(1) Byers, J., Decristofaro, T., Dwight, J., Dye, M., Gold, R., Halligan, J., Iyer, J., Rankin, T., 1999, "Top Nozzle Holddown Spring Screw Fracture Root Cause," *Final Report WCAP-15356*, Westinghouse Electric Company, Pittsburgh.

(2) *ABAQUS User's Manual*, Ver. 6.2, 2001, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket.

(3) Scott, P.M., "An Analysis of Primary Water Stress Corrosion Cracking in PWR Steam Generator," *Proceedings of Specialist Meeting on Operating Experience with Steam Generators*, Brussels, Belgium, Sept 1991, pp. 5-6.

(4) Rebak, R.B. and Smialowska, Z., "Influence of Stress Intensity and Loading Mode on Intergranular Stress Corrosion of Alloy 600 in Primary Waters of Pressurized Water Reactors," *Corrosion*, Vol. 50, No. 5, 1994.

(5) Forman, R.G. and Shivakumar, V., "Growth Behavior of Surface Cracks in the Circumferential Plane of Solid and Hollow Cylinders," in *Fracture Mechanics*, Seventeenth Volume, ASTM STP 905, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1986, pp. 59-74.

(6) Oster, D.M. and Mills, W.J., "Stress Intensity Factor Solutions for Cracks in Threaded Fasteners," in *Structural Integrity of Fasteners*: Second Volume, ASTM STP 1391, P.M. Toor, Ed., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2000, pp. 85-101.

(7) Toribio, J., Sanchez-Galvez, V., Astiz, M.A. and Campos, J.M., "Stress Intensity Factor Solution for a Cracked Bolt under Tension, Bending and Residual Stress Loading," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 39, No. 2, 1991, pp. 359-371.

(8) James, L.A. and Mills, W.J., "Review and Synthesis of Stress Intensity Factor Solutions Applicable to Cracks in Bolts," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 30, No. 5, 1988, pp. 641-654.