

복합재료로 만들어진 단순지지 샌드위치 슬래브 교량의 파괴강도해석

Failure Strength Analysis of Simply Supported Sandwich Slab Bridges made by Composite Materials

한 봉 구*
Han, Bong-Koo

김 세 원**
Kim, Se-Won

Abstract

In this paper presented, a design method of sandwich slab bridge of simple supported made by composite materials. Many of the bridge systems, including the girders and cross-beams, and concrete decks behave as the special orthotropic plates. Such systems with sections, boundary conditions other than Navier or Levy solution types, or with irregular cross sections, analytical solution is very difficult to obtain. Thus, Finite Difference Method is used for analysis of the pertinent problem. For the design of bridge made by the composite materials, cross-section is used the form-core shape because of this shape is economical and profitable, and for output of the stress value used F.D.M. Based the experimental of a composite specialist, an equation expressing the rate of decrease of tensile strength of glass fibers based on increase of mass was obtained. From these equations, one can estimate the rate of tensile strength reduction due to increased size. Tasi-Wu failure criterion for stress space is used. Strength-failure analysis procedure, using these reduced tensile strength, is presented.

요 지

본 논문에서는 복합재료로 만들어진 단순지지된 샌드위치 슬래브 교량의 설계 방법을 제시하고자 한다. 거더나 가로보를 포함한 대부분의 교량시스템에서 교량 상판은 특별직교이방성판으로 거동한다. 이러한 단면을 갖는 시스템은 Navier 해법이나 Levy 해법 형태와는 다른 경계조건 또는 불규칙한 단면을 갖게 되어 해석적 해법을 얻기가 쉽지 않다. 이러한 문제를 해석하기 위하여 유한차분법이 이용되었다. 복합재료로 이루어진 교량을 설계하기 위하여, 단면은 가장 경제적이면서 응력에 유리한 폼코어 형태를 채택하였고, 응력을 산출함에 있어서는 유한차분법 프로그램을 이용하였다. 복합신소재 특수기술자의 실험을 기초로 질량이 증가에 따른 파이버의 인장강도 감소를 나타내는 공식을 도출하였다. 이 공식으로부터 치수 증가에 따른 인장강도 감소량을 구 할 수 있다. 파괴강도는 Tasi-Wu의 파괴강도이론을 이용하였다. 파괴강도해석은 본 논문에서 제시하고 있는 인장강도의 감소를 고려하여 제시하였다.

Keywords : Sandwich slab bridges, Composite materials, Specially orthotropic theory, Finite difference method, Failure strength analysis, form-core

핵심 용어 : 샌드위치 슬래브 교량, 복합재료, 특별직교이방성이론, 유한차분법, 파괴강도해석, 폼코어

* 정희원, 서울산업대학교 구조공학과 교수, 공학박사

** 서울산업대학교 구조공학과 석사과정

E-mail : bkhan@snut.ac.kr 011-210-461

• 본 논문에 대한 토의를 2007년 2월 28일까지 학회로 보내 주시면 2007년 5월호에 토론결과를 게재하겠습니다.

1. 서 론

토목, 건축 분야는 전통적인 건설재료라고 할 수 있는 강재 및 콘크리트 등을 이용하여 구조물을 설계, 시공하고 있다. 이는 막대한 인력과 비용이 요구되며 경제적, 인적 부담이 가중되고 있다. 또한 현대 건축물 및 교량은 초고층화, 초장대화를 요구하고 있으나 건설기술자 들은 이에 부합하는 건설기술을 발전시키지 못하고 있는 실정이다. 이 시점에서 건설기술자들이 나아가야할 방향은 새로운 복합신소재를 각종 구조물에 적용하여 그 활용도를 점차 확대하여 콘크리트와 강재로 해결 할 수 없는 문제를 해결해 나아가야 한다.

복합재료는 이방성이므로 휨-인장, 인장-전단 및 휨-비틀림의 연계효과의 발생으로 고전이론에 비해 너무 어렵다는 단점이 있으므로 일반 기술자들이 건설분야에 응용하기에는 많은 어려움이 있다. 이러한 문제점들은 토목 구조물처럼 단면이 커질 경우 특별직교이방성이론으로 해석이 가능하다는 결과가 제시됨에 따라 해석에 따른 어려움이 점차 해결되고 있다.^{(1)-(3),(7)-(8)}

본 논문에서는 복합재료의 대표적인 박판적층구조인 고강도 경량 복합적층판으로 이루어진 샌드위치 슬래브 교량에 대한 연구를 수행하고자 한다. 복합재료로 이루어진 교량을 설계하기위해 그 단면은 가장 경제적이면서 응력에 유리한 폼코어 형태를 채택하였고 응력을 산출함에 있어 유한차분법(F.D.M) 프로그램을 이용하였으며 프로그램의 정확도는 Navier의 해와 비교하였다. 산출된 응력값 σ_x , σ_y , σ_{xy} 를 이용하여 Maxwell과 Huber가 제안한 파괴강도해석을 수행하였으며 파괴영역은 Hill의 영역을 사용하였다. 또한 치수효과를 고려한 강도감소해석을 수행하였다. 이러한 일련의 검증과 해석을 통하여, 교량의 경간을 늘리거나 작용하중을 높이기 위해 강성을 증가 하였을 때 질량이 늘어나면 강도가 떨어지는 치수효과를 고려해 파괴강도해석을 수행하여 복합재료로 이루어진 교량의 파괴강도에 따른 안전율을 제시하고, 설계기준을 찾고자 한다.

2. 복합적층판의 파괴강도이론

2.1 Tsai-Wu의 파괴강도이론

Tsai-Wu는 응력장내에서 파손면을 식(1)과 같이 가정하였다.

$$F_{ij}\sigma_i\sigma_j + F_i\sigma_i = 1 \quad (i, j=1,2,\dots,6) \quad (1)$$

여기서 F_i 와 F_j 는 2차와 4차 강도텐서 이고 $\sigma_4 = \sigma_{23}$, $\sigma_5 = \sigma_{31}$, $\sigma_6 = \sigma_{12}$ 를 각각 나타낸다.

대칭축 X-Y에 관하여 평면 응력 상태에 있는 얇은 직교이방성에 대해서 이 파괴영역은 식 (2)와 같이 된다.

$$F_{xx}\sigma_x^2 + F_{yy}\sigma_y^2 + 2F_{xy}\sigma_x\sigma_y + F_{ss}\sigma_s^2 + F_x\sigma_x + F_y\sigma_y + F_s\sigma_s = 1 \quad (2)$$

여기서 F는 강도 변수로서 식(3)으로부터 얻어진다.

$$F_{xx} = \frac{1}{XX'}, F_{yy} = \frac{1}{YY'}, F_{ss} = \frac{1}{S^2}$$

$$F_x = \frac{1}{X} - \frac{1}{X'}, F_y = \frac{1}{Y} - \frac{1}{Y'}, F_s = 0 \quad (3)$$

이러한 강도들은 실험에 의해서 얻어진다. 4차텐서 항목인 σ_x 와 σ_y 의 계수인 X, X', Y, Y' 및 이축파손응력 σ 의 함수로 표현되는 F_{xy} 는 신뢰성 있는 2축 실험을 수행하는 것이 항상 쉽지는 않기 때문에 Tsai는 식 (4)와 같은 경험식을 제시했다.

$$F_{xy} = F_{xy}^* \sqrt{F_{xx}F_{yy}} \quad (4)$$

여기서 F_{xy}^* 는 일반화된 상호작용 항목으로서 일반적인 실험데이터가 없을 때 경험적인 상수로서 식 (5)를 사용한다.

$$-\frac{1}{2} \leq F_{xy}^* \leq 0 \quad (5)$$

여기서 $-\frac{1}{2}$ 은 일반화된 Von Mises의 값이고, 0은 Hill의 값이다.

2.2 강도비의 정의

강도비는 적용하중에 대한 극한강도 또는 최대강도의 비율이다. 강도비의 정의는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \{ \sigma \}_{\max} &= R \{ \sigma \}_{\text{applied}} \\ \{ \varepsilon \}_{\max} &= R \{ \varepsilon \}_{\text{applied}} \end{aligned} \quad (6)$$

여기서 R은 강도비로서 일종의 안전계수 또는 하중계수와 유사하다고 할 수 있다. 즉 R=1일 때 파괴가 일어난다. R<1 일 때, 적용응력이 1/R 계수에 의해 강도보다 더 커진다. 이것은 물리적으로는 불가능한 일이지만 설계에 있어서 매우 유용한 정보를 제공한다. 예를 들어(R-1) 비율만큼 작용하중을 감소시키면 된다.

Tsai에 따르면 상호작용하는 파괴영역을 구체화하는 쉬운 방법은 quadratic criterion을 사용하는 것이다. 이것은 Maxwell에 의해 제안되어진 비틀림 에너지 또는 응력의 일반화이고, 그 후에 Huber에 의해 더욱 개발 되었다.

이러한 영역을 사용함에 따라 우리는 파괴모드의 정의에 의한 파괴영역에 의존하는 대신에 사용 가능한 데이터를 설계도구로서 사용한 파괴영역을 알 수 있다. 식 (1)을 식 (6)에 대입하면 식 (7)을 얻는다.

$$[F_{ij} \sigma_i \sigma_j]R^2 + [F_i \sigma_i]R - 1 = 0 \quad (7)$$

식 (2)의 응력 성분들은 적용된 응력들이다. 어떤 재료가 주어지면 F_s' 강도변수를 구할 수 있다. 필요한 경우 식 (8)의 2차방정식으로 나타낸다.

$$aR^2 + bR - 1 = 0 \quad (8)$$

여기서 $a = F_{ij} \sigma_i \sigma_j$, $b = F_i \sigma_i$ 이다.

근의 공식을 이용하여 R의 해를 구하면 식 (9)와 같다.

$$\begin{aligned} R &= -\left(\frac{b}{2a}\right) \pm \sqrt{\left(\frac{b}{2a}\right)^2 + \frac{1}{a}} \\ R^+ &= -\left(\frac{b}{2a}\right) + \sqrt{\left(\frac{b}{2a}\right)^2 + \frac{1}{a}} \\ R^- &= -\left(\frac{b}{2a}\right) - \sqrt{\left(\frac{b}{2a}\right)^2 + \frac{1}{a}} \end{aligned} \quad (9)$$

3. 복합적층판에의 파괴강도해석

본 논문에서의 강도계산은 Maxwell과 Huber가 제안한 강도이론을 적용하였고, 구조물의 치수가 커지면 강도가 감소한다는 치수효과 이론을 적용하였다.⁽⁴⁾⁽⁵⁾

3.1 E-glass 섬유유 인장강도 감소율

J. Lowrie Mclarty의 실험결과 filament wound에 사용되는 유리섬유의 인장강도 감소율은 Fig. 1과 같으며 식 (10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$Y = 0.465 x^{-0.0377} \quad (10)$$

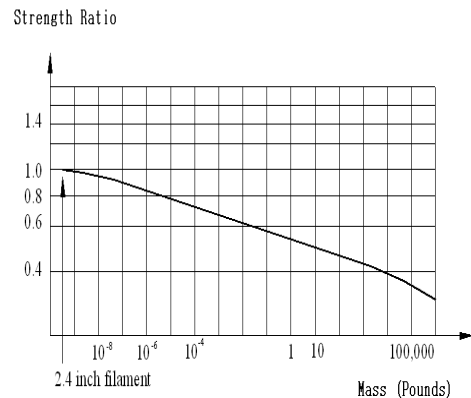


Fig. 1 질량증가에 따른 유리섬유 인장강도 감소율

3.2 에폭시 모재의 인장강도 감소율

Crasto와 Kim에 의한 실험결과로부터 90°방향에 대한 인장강도 감소율 Y와 일방향으로 보강된 복합재

Reduction Rate of Y

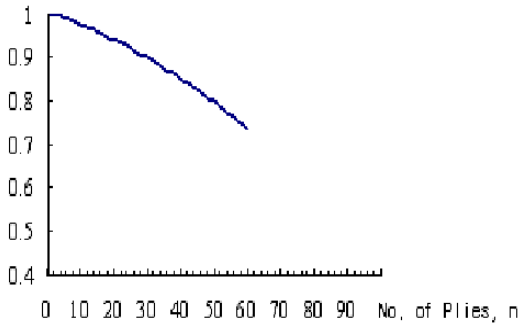


Fig. 2 질량증가에 따른 에폭시 모재의 인장강도 감소율

료 AS4/501-6에 대한 관계로부터 다음과 같은 회귀분석 식을 구하였으므로⁽⁴⁾ Fig. 2와 같이 나타낼 수 있다.

$$Y = -0.00003054n^2 - 0.00268n + 1.01065 \quad (11)$$

여기서 n은 층수를 나타낸다.

같은 모재를 사용한 결과가 아니라도 에폭시에 대한 이 방정식은 90° 인장강도 감소비를 측정하는데 사용할 수 있다. 보강섬유와 구성재료들 마다 질량이 커짐에 따른 X, X', Y, Y' 그리고 S의 강도 감소비가 점차로 반드시 얻어져야 한다. 제조방법과 다른 가능한 요인들도 마찬가지로 고려되어야 한다.

4. 구조해석 및 결과

4.1 샌드위치 슬래브 교량의 응력해석

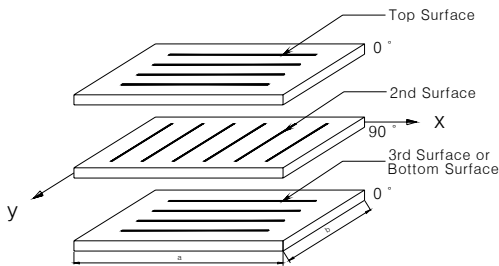


Fig. 3 [a/b/a]인 적층 배향각 형상

Table 1 유리섬유보강 복합재료의 물성치

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν_{12}	ν_{21}	G (GPa)	h_0 (m)	V_f
38.6	8.27	0.26	0.0557	4.14	0.000125	0.45

여기서 E_1 : 종방향 탄성계수

E_2 : 횡방향 탄성계수

ν : Poisson비

G : 전단탄성계수

h_0 : 플라이 한 개의 두께

V_f : 섬유의 체적률

샌드위치 슬래브 교량의 응력·해석적 방법으로는 참고문헌⁽¹⁾⁽⁴⁾에서 제시한 논문에 근거하여 유한차분법을 사용 해석할 수 있고 계산에 사용된 유리섬유와 에폭시로 형성된 복합재료의 적층 배향각은 Fig. 3과 같으며 물성치는 Table 1과 같다. 샌드위치 슬래브교량의 형상은 Fig. 4와 같고 노드간격은 허용오차 범위 내에 있게 하기 위해 0.5m×0.5m으로 형성하였다.

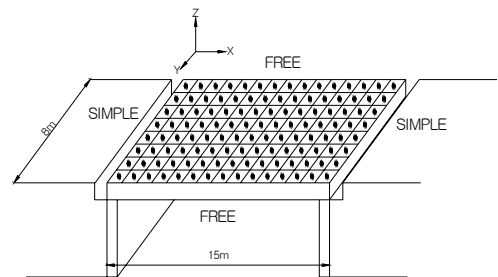


Fig. 4 양단 단순 타단 자유인 슬래브교량의 형상

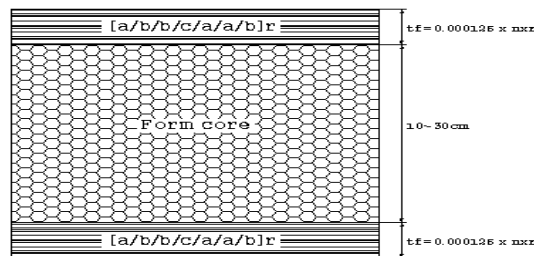


Fig. 5 폼코어의 형상과 치수

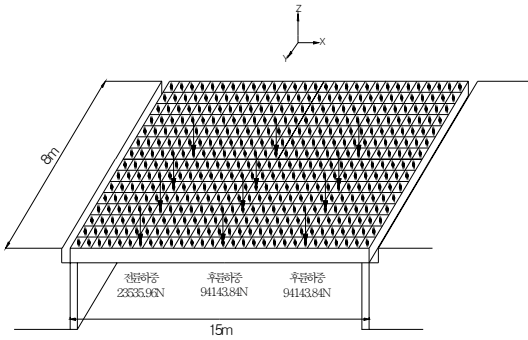


Fig. 6 양단단순 타단자유인 슬래브교량의 하중재하 형상

본 논문에서 적용한 폼코아의 형상과 치수는 Fig. 5와 같다. 양단단순 타단자유인 슬래브 교량의 mesh 형상과 하중재하 형태는 Fig. 6과 같다. 하중은 다음과 같은 값을 사용하여 재하하였다.

차량하중(DB-24) :

전륜(2.4 tonf) = 23535.96 N

후륜(9.6 tonf) = 94143.84 N

자중 : core의 두께 : 0.3m

r=20일 때 face의 두께 : 0.0025

$$core = 64 \text{ kgf/m}^2 \times 9.8 \text{ m/sec}^2 \times 0.3 \times 0.5 \times 0.5 = 47.04 \text{ N}$$

$$face = 1800 \text{ kgf/m}^2 \times 9.8 \text{ m/sec}^2 \times 0.0025 \times 0.5 \times 0.5 = 11.025 \text{ N}$$

$$Asphalt = 2300 \text{ kgf/m}^2 \times 9.8 \text{ m/sec}^2 \times 0.08 \times 0.5 \times 0.5 = 563.5 \text{ N}$$

따라서 전체 고정하중은 621.565N 이다.

폼코아의 높이에 따른 강성은 다음 Table 2와 같이 변화한다. 샌드위치판 슬래브의 강성에서 폼코아의 높이는 강성 D11, D22값에 크게 작용한다.

Table 2 폼코아 높이 h에 따른 강성

h(m) 강성	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30
D11	3848140	12298100	28362381	54490583	93129023
D12= D21	225851	710294	1624243	3104048	5286060
D22	1075366	3186174	7045237	13177026	22106014
D66	428592	1347910	3082289	5890481	10031237

Table 2의 강성을 구하여 F.D.M의 프로그램에 대입한 후 tri-diagonal 매트릭스 해법을 이용하여 처짐 해석을 한다. F.D.M 프로그램을 이용 응력해석을 r=20 이고 폼 코아 높이 h=0.1~0.3m 까지 수행하였다.

4.3 샌드위치 슬래브교량의 파괴강도해석

유리섬유 한 개의 시험편의 강도는 Table 3과 같다.

Table 3 유리섬유 보강 복합재료의 강도 (MPa)

X	X'	Y	Y'	S
1062	610	31	118	72

여기서, X, X' : 종방향 인장강도, 압축강도
Y, Y' : 횡방향 인장강도, 압축강도
S : 전단강도

배향각이 [0/90/0]이기 때문에 X, X', Y, Y'을 배향각 비율에 맞게 산정하면 Table 4와 같다.

Table 4 [0/90/0]r 인 유리섬유 보강 복합 재료의 강도(MPa)

X	X'	Y	Y'	S
708	406.67	385	321.3	72

섬유의 지름을 Table 5에서 J로 한다면, $h_0 = 5\text{mm}$ 을 갖는 한 개의 플라이는 대략 394개의 섬유지름이 두께가 되고, 섬유의 체적률 $V_f = 0.45$ 이므로 대략 177개의 섬유를 포함하고 있다.

단일방향의 복합재료가 $h = (r \times n) h_0$, L=15m, 폭 b=8m 라면, 2.4 inch 길이를 갖고, 500 ksi (3449 MPa)의 인장강도를 갖는 한 개의 섬유에 대해 다음 Table 7과 같은 질량에 따른 강도 감소비를 갖는다.

파괴응력은 다음과 같은 세 가지 경우에 대해서 계산하였다.

- A) 인장과 압축 모두 강도를 감소시킨 경우
- B) 단지 인장만 감소를 시킨 경우
- C) 인장, 압축 모두 감소하지 않는 경우

각각의 경우에 대하여 수정된 Hill의 영역($F_{xy}^* = 0$)와 일반화된 Von Mises 영역($F_{xy}^* = -1/2$)을 고려하였다.

Table 5 섬유 굵기에 따른 명칭

명칭	섬유의 굵기 in (μm)
A	.00006 (1.50mi.) ~ .00010 (2.50mi.)
B	.00010 (2.51mi.) ~ .00015 (3.81mi.)
C	.00015 (3.81mi.) ~ .00020 (5.08mi.)
D	.00020 (5.08mi.) ~ .00025 (6.35mi.)
E	.00025 (6.35mi.) ~ .00030 (7.62mi.)
F	.00030 (7.62mi.) ~ .00035 (8.89mi.)
G	.00035 (8.89mi.) ~ .00040 (10.12mi.)
H	.00040 (10.12mi.) ~ .00045 (11.43mi.)
J	.00045 (11.43mi.) ~ .00050 (12.70mi.)
K	.00050 (12.70mi.) ~ .00055 (13.97mi.)
L	.00055 (13.91mi.) ~ .00060 (15.24mi.)
M	.00060 (15.24mi.) ~ .00065 (16.51mi.)
N	.00065 (16.51mi.) ~ .00070 (17.78mi.)
P	.00070 (17.78mi.) ~ .00075 (19.05mi.)
Q	.00075 (19.05mi.) ~ .00080 (20.32mi.)
R	.00080 (20.32mi.) ~ .00085 (21.59mi.)
S	.00085 (21.59mi.) ~ .00090 (22.86mi.)
T	.00090 (22.86mi.) ~ .00095 (24.13mi.)
U	.00095 (24.13mi.) ~ .00100 (25.40mi.)

Table 6 질량에 따른 강도 감소비의 결과

type	A	B	C
X	375.24	375.24	708
X'	215.5351	406.67	406.67
Y	273.35	273.35	385
Y'	228.123	321.3	321.3
S	72	72	72
F_{xx}	1.236×10^{-17}	6.553×10^{-18}	3.473×10^{-18}
F_{yy}	1.604×10^{-17}	1.137×10^{-17}	8.084×10^{-18}
F_x	-1.975×10^{-9}	2.0597×10^{-10}	-1.047×10^{-18}
F_y	-7.253×10^{-10}	5.459×10^{-10}	-5.150×10^{-18}
F_{ss}	1.929×10^{-16}	1.929×10^{-16}	1.929×10^{-18}
F_s	0	0	0

여기서 A type - 인장, 압축 모두 감소
 B type - 인장만 감소
 C type - 인장, 압축감소 안 함

Table 7 질량에 따른 강도 감소비의 결과

종류	섬유질량	유리섬유 인장강도 감소비	모재의 인장강도 감소비
폼코어 높이 h(m)	3.013	0.53	0.71

작용응력은 응력해석에서 얻은 값을 사용하였고, 최대응력을 사용하였으며 Table 8과 같다.

Table 8 폼코어 높이에 따른 응력변화

h(m)	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30
σ_x (MPa)	61.2	28.3	16.2	10.5	7.34
σ_y (MPa)	2.9	1.34	0.772	0.501	0.351
σ_{xy} (MPa)	4.27	2.0	1.16	0.757	0.533

응력해석에서 얻은 응력 값을 사용하여 작용 응력과 강도감소를 시킨 강도를 아래의 식에 대입한 후 안전율 R을 구하였다.

$[F_{ij} \sigma_i \sigma_j]R^2 + [F_i \sigma_i]R - 1 = 0$ 식을 간략화 하면, $aR^2 + bR - 1 = 0$ 이다.

여기서, $a = F_{ij} \sigma_i \sigma_j$, $b = F_i \sigma_i$ 이다.

$$R = -\left(\frac{b}{2a}\right) \pm \sqrt{\left(\frac{b}{2a}\right)^2 + \frac{1}{a}}$$

응력장 내에서의 안전율 R을 구한 결과 값은 Table 9와 같다.

Table 9 폼 코어 높이 증가에 따른 구조물의 안전율

		h(m)	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	
A	Hill's 영역	$F_{xy}^*=0$	58704	12683	22128	34115	48767	
		$F_{xy}^*=-\frac{1}{2}$	58882	12648	22081	34089	48750	
	Mises 영역	$F_{xy}^*=0$	58172	12368	21929	33806	48329	
		$F_{xy}^*=-\frac{1}{2}$	58481	12372	21954	33851	48345	
	B	Hill's 영역	$F_{xy}^*=0$	57120	12351	21523	33161	47389
		$F_{xy}^*=-\frac{1}{2}$	56706	12298	21489	33119	47351	
Mises 영역		$F_{xy}^*=0$	57002	12457	21765	33466	47846	
$F_{xy}^*=-\frac{1}{2}$		58100	12495	21735	33519	47875		
C	Hill's 영역	$F_{xy}^*=0$	99522	215197	37432	57654	82354	
	$F_{xy}^*=-\frac{1}{2}$	989168	21486	37360	57324	82315		
	Mises 영역	$F_{xy}^*=0$	98751	21297	37040	57089	81423	
	$F_{xy}^*=-\frac{1}{2}$	99682	21373	37135	57132	81525		
최소 안전율			58172	12368	21929	33806	48329	

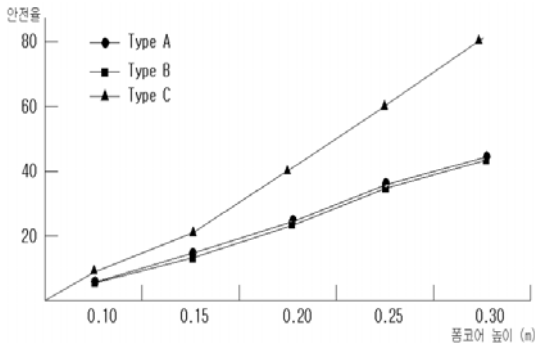


Fig. 7 폼 코어 높이 증가에 따른 구조물의 안전율 변화

복합적층판을 설계하는 방법에는 적층수를 증가시켜, 즉 강성을 늘려 작용하중을 견딜 수 있게 설계하는 방법과 안전율에서 $R < 1$ 이므로 ($R-1$) 만큼 작용하중을 감소시키는 방법 두 가지가 있다.

Fig. 7에서 보면 폼 코어 높이 증가에 따른 구조물의 안전율 변화는 크게 증가함을 알 수 있으며 $h=0.1m$ 이상일 때 6차원 파괴응력해석의 안전율은 $R > 1$ 이므로 충분히 안전하다고 볼 수 있다.

5. 결론

복합재료로 이루어진 단면을 갖는 샌드위치 슬래브 교량의 설계방법은 그동안 많은 연구진들에 의해 발표되었다. 본 논문에서는 단순지지된 복합재료 샌드위치 슬래브 교량의 파괴강도해석을 수행하였다. 본 논문에서 수행한 연구 결과를 종합하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 양단단순 타단자유인 복합재료 샌드위치 슬래브 교량의 파괴강도를 해석해본 결과 정확도를 입증하였다.
- 2) 샌드위치 슬래브 폼코어의 높이를 증가시키며 응력을 고찰 해 본 결과 강성이 증가함에 따라 응력이 현저히 줄어드는 것을 알 수 있었다.
- 3) 유한차분법을 통한 복합적층판 해석 프로그램을 완성하여 Folded Plate의 이론을 적용할 수 있는 타당성을 확인하였다.

- 4) 교량의 치수가 늘어날 때 강도가 떨어지는 치수효과를 고려하여 파괴강도 해석을 수행하였다.
- 5) 복합재료로 이루어진 샌드위치 슬래브 교량의 파괴강도에 따른 안전율을 제시하였으며, 보수, 보강 실무 설계시 적용할 수 있는 자료를 제시하였다.

감사의 글

본 연구는 서울산업대학교 학술연구비 지원에 의하여 연구되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Duk Hyun Kim, "Composite Structures for Civil and Architectural Engineering", E & FN SPON, Chapman & Hall, London, 1995.
2. John E. Goldberg and Duk-Hyun Kim, "Analysis of Triangularly Folded Plate Roofs of Umbrella Type", Proc. of 16th General Congress of Applied Mechanics, pp.280, Tokyo, Japan, 1966.
3. D.H. Kim "Theory of Non- Prismatic Folded Plate Structures", Trans. Korea Military Academy (ed. Lee, S. H.), 1967, pp.182-268.
4. D.H. Kim, "Size-Scale Effects in the Failure of Composite Structure", Proc. of Korean Society of Composite Materials, Vol. 1, 1994, pp. 255-267.
5. D.H. Kim, "The Importance of Size/Scale Effects in the Failure of Composite Structures", 4th Japan International SAMPE Symposium and Exhibition, Tokyo, 1995, pp. 25-28.
6. D.H. Kim "Simple Method of Analysis for Preliminary Design of Certain Composite Laminated Primary for Civil Construction II" Journal of Material Technology, 55, Elsevier, London, 1993.
7. B.K. Han, D.H. Kim, "Analysis of Steel Bridges

by Means of Specially Orthotropic Plate Theory” Jour. of Korea Society of Steel Construction, Vol 13, No. 1, 2001, pp. 61-69.

8. B.K. Han, D.H. Kim, Y.H. Lee “Scale/Size Effect in the failure of Simply Supported

Sandwich Bridge”, Proc. of Korean Society of Civil Engineers, Vol. 1, 2003, pp 333-338.

(접수일자 : 2005년 11월 8일)