

<論 文>

超音速 노즐흐름에 있어서 凝縮이 傾斜衝擊波에 미치는 影響

姜 昌 壽* · 權 純 範*

(1989년 2월 28일 접수)

Effect of Supersonic Condensing Nozzle Flow on Oblique Shock Wave

Chang Soo Kang and Soon Bum Kwon

Key Words : Compressible Fluid(壓縮性 流體), Condensation Shock Wave(凝縮衝擊波)
Oblique Shock Wave(傾斜衝擊波), Moist Air(濕空氣)

Abstract

Last several stages of high capacity fossil power steam turbine and most stages of nuclear power steam turbine operate on wet steam. As a consequence, the flows in those cascades are accompanied by condensation, and the latent heat caused by condensation affects an oblique shock wave being generated at the vicinity of trailing of the blade. In the case of expanding of moist air through a suction type indraft wind tunnel, the effect of condensation affecting the oblique shock wave generated by placing the small wedge into the supersonic part of the nozzle was investigated experimentally. In these connections, the relationship between condensation zone and reflection point of the incident oblique shock wave, angle between wedge bottom wall and oblique shock wave, and the variations of angles of incident and reflected shock waves due to the variation of initial stagnation relative humidity are discussed. Furthermore, the relationship between initial stagnation relative humidity and load working on the nozzle wall, obtained by measuring static pressure at the nozzle centerline, is discussed.

기 호 설 명

- | | |
|---------------------------------|--------------------------------|
| A : 凝縮開始點 | T : 溫度 |
| B : 傾斜衝擊波에 依해 靜壓이 上昇하기 始作하는 點 | X : 노즐목으로부터 노즐 中心軸을 따르는 距離 |
| C : 노즐 中心軸에 있어서 傾斜衝擊波의 入射點 | δ_{nc} : 非平衡 凝縮領域 |
| D : 傾斜衝擊波에 依해 靜壓이 最大로 되는 點 | γ : 楔기 下壁과 傾斜衝擊波 사이의 角度 |
| h^* : 노즐목의 높이 | γ_i : 傾斜衝擊波의 入射角 |
| L : 노즐 壁面에 作用하는 負荷 | γ_r : 傾斜衝擊波의 反射角 |
| M : 마하 數 | ϕ : 相對濕度 |
| P : 壓力 | θ : 흐름의 偏角 |
| R^* : 円弧 노즐의 曲率半徑 | λ_i : 負荷增加率 |

添 字

*正會員, 慶北大學校 工科學 機械工學科

01 : 停滯點 狀態

1. 서론

凝縮時 潛熱의 放出이 比較的 큰 水蒸氣 혹은 濕空氣와 같은 凝縮性 氣體에 不純分子(dusts, soots, salts, ions 등)가 그다지 많지 않는 경우, 이 凝縮性 氣體를 急激히 膨脹시키면 飽和狀態에 達하여도 凝縮이 일어나지 않고 過飽和狀態로 된다⁽¹⁾. 이 不安定한 過飽和狀態의 흐름은 蒸氣分子 自身들의 衝突合體에 의하여 多數의 凝縮核이 非平衡 過程으로서 生成되는 均一凝縮(homogeneous or spontaneous condensation)이 일어나게 된다⁽²⁾.

한편, 이 非平衡 過程의 凝縮 以後부터는 새로운 凝縮核은 發生되지 않고 단지 生成된 凝縮核의 周圍에 蒸氣分子가 繼續 衝突 附着하여 成長하는 平衡凝縮(equilibrium condensation)이 局所 過飽和度가 1近傍에서 進行된다⁽²⁾.

以上과 같은 凝縮性 氣體의 急激한 膨脹에 의한 凝縮現象은 예를 들면, 現在 使用되고 있는 火力發電用 蒸氣 터빈의 경우, 터빈 入口에서는 溫度가 400~580°C 壓力이 2~35MPa⁽³⁾의 過熱 蒸氣가 作動流體로 流入되나 이 過熱 蒸氣가 터빈의 入口부터 膨脹하면 低壓 터빈의 最終段 近傍에서는 濕蒸氣 狀態로 되어 凝縮이 隨伴되는 흐름이 된다.

또 原子力 發電用 터빈에서는 爐의 安全性 때문에 蒸氣의 터빈 入口에서의 壓力은 7.3MPa 程度이고 溫度는 飽和溫度에 가까운 狀態⁽⁴⁾로 流入되므로 入口부터 出口까지 거의 全段에 걸쳐 凝縮이 隨伴되게 되어 터빈에 나쁜 影響이 미치게 된다.

즉, 凝縮에 의해 惹起되는 濕蒸氣 損失(wetness loss)이 일어나고 터빈의 效率이 減少하는 同時에 生成된 液滴에 의해 터빈의 各部에서는 浸蝕이 일어나는 등 좋지 못한 問題가 일어난다⁽⁵⁾.

從來, 蒸氣 터빈 翼列內의 凝縮性 氣體의 膨脹흐름에 對한 研究는 巨視的인 觀點으로부터 翼列의 腐蝕 및 濕蒸氣 損失에 局限되어 왔으며 凝縮衝擊波⁽⁶⁾가 發生하는 경우의 터빈 翼列內의 흐름 혹은 傾斜衝擊波의 舉動에 關한 研究는 거의 되어 있지 않은 狀態이다⁽⁷⁻⁸⁾.

永山⁽⁷⁾ 등은 大氣 吸入式 風洞과 作動流體로 濕空氣를 使用한 翼列 實驗에 있어서, 濕空氣의 相對濕도를 變數로 하여 피토투관을 使用하여 全壓을 測定하고 흐름은 마하 쟈드 간섭법으로 可視化하였다. 그러나 永山의 研究에서는 相對濕度の 影響

을 體系化 하지는 못하였다.

또 Petr⁽⁹⁾는 凝縮을 隨伴하는 濕蒸氣의 膨脹 흐름에 있어서 흐름장 中에 翹기를 設置하여 翹기에 의해 發生된 傾斜衝擊波에 凝縮이 미치는 影響을 實驗 및 理論的 研究를 遂行하였으나 研究의 主目的은 相變化를 隨伴하는 흐름장에 있어서의 傾斜衝擊波의 緩和過程에 限定하였다.

따라서, 本 研究에서는 作動流體로서 水蒸氣와 舉動이 類似한 濕空氣를 大氣 吸入式 風洞을 使用하여 円弧 노즐로서 膨脹시키는 경우에 대하여 凝縮衝擊波가 發生하는 흐름이 測定部內에 翹기를 設置하여 發生시킨 傾斜衝擊波에 미치는 影響에 對해 實驗的으로 調査하였다. 이때 傾斜衝擊波에 流入되는 흐름은 非平衡 凝縮領域을 지난 흐름만 取扱하였다. 즉, 本 研究는 傾斜衝擊波가 非平衡 凝縮領域의 下流에 位置하는 경우에 局限시켰으며, 凝縮 흐름이 傾斜衝擊波의 形狀과 變化에 미치는 影響을 實驗的으로 明確히 하여 非平衡 凝縮領域과 傾斜衝擊波의 相對的 位置關係, 非平衡 凝縮領域과 傾斜衝擊波의 形狀 變化와의 關聯 및 노즐壁面에 作用하는 負荷⁽⁹⁾를 求하였다.

2. 實驗裝置 및 方法

本 研究에서 使用한 大氣 吸入式 間歇風洞의 概略도는 Fig. 1과 같다. 風洞은 크게 測定部, 吸入탱크, 저장소(reservoir)로 構成되어 있다.

吸入탱크의 壓力을 約 5 Torr로 하여 測定部 下流側에 設置된 眞空閥을 열면 測定部에서 약 5秒 程度의 定常狀態가 維持될 수 있도록 吸入탱크와 저장소의 用量을 各各 2m³와 15m³로 하였다.

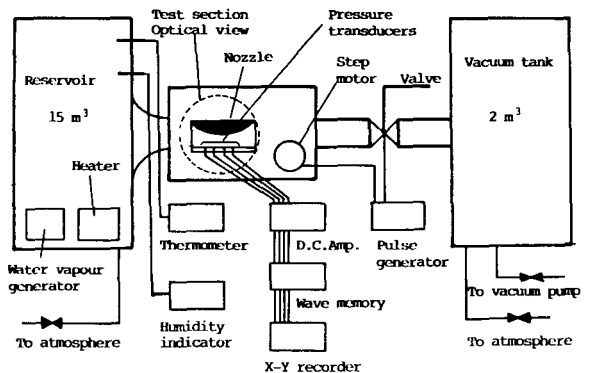


Fig. 1 Schematic of experimental apparatus

저장소에는 停滯點 相對濕度(ϕ_{01})와 溫度(T_{01})를 調節하기 위하여 蒸氣發生器와 加熱器가 設置되어 있다.

Fig. 2는 測定部の 詳細를 나타낸 그림이다. 測定部는 紙面に 垂直方向의 幅이 38mm 높이가 60mm의 四角 닥트로 되어 있으며 四角 닥트 上壁에는 比較的 膨脹率⁽¹⁰⁾의 變化가 크지 않는 2次元 円弧노즐이 附着되어 있다. 円弧노즐의 曲率半徑 R^* 는 400mm이고 노즐목의 높이 h^* 는 48mm(노즐목의 높이의 半은 24mm)이다.

한편, Fig. 2의 測定部 詳細에서 보이는 바와 같이 傾斜衝擊波를 發生시키기 위하여 幅 30mm, 두께 2mm, 先端角度가 22°인 翹기를 노즐목으로부터 흐름방향으로 42mm, 노즐下壁(노즐의 中心軸에 相當)으로부터 25mm의 높이에 노즐의 中心軸과 水平이 되도록 設置하였다.

円弧노즐 壁面에 發達하는 境界層을 除去시켜 翹기의 先端에서 發生하는 傾斜衝擊波에 境界層의 影響이 미치지 않도록 하기 위하여 翹기의 先端보다 조금 下流側의 円弧노즐을 약간 잘라내었다. 이 경우 翹기 先端에 있어서 流線과 翹기 下壁 사이의 角은 6°로 된다.

또, 凝縮이 수반되지 않는 一次元 等 엔트로피 흐름이라고 가정한 경우에 대하여 노즐의 기하학적 형상으로부터 翹기 先端에 있어서 흐름의 마하수를 계산하면 1.36이 된다.

흐름방향의 靜壓을 測定하기 위하여 노즐 中心軸에 相應하는 下部壁에는 40mm 間隔으로 3個의 半導體 壓力變換器가 設置되어 있으며, 下部壁이 스텝모터에 의하여 2mm씩 水平 移動하게 되어 있으므로 노즐 中心軸上的 靜壓을 120mm에 걸쳐 測定 可能하게 되어 있다.

可視化 方法으로는 슈리렌法을 使用하였다.

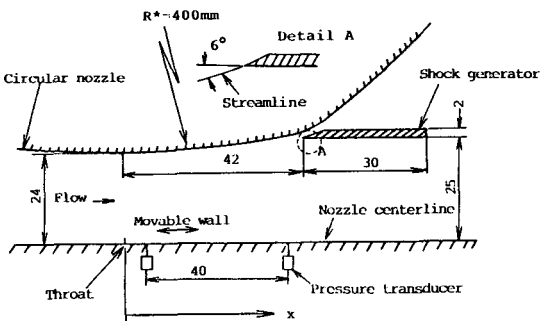


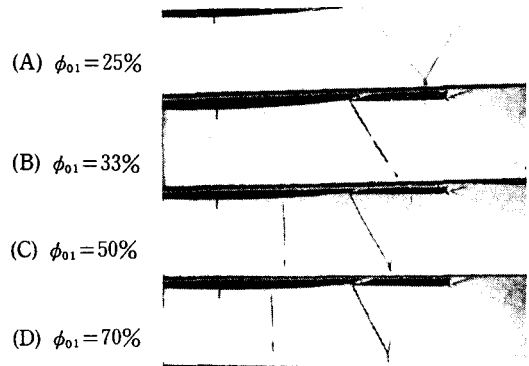
Fig. 2 Specification of test section

3. 實驗結果 및 考察

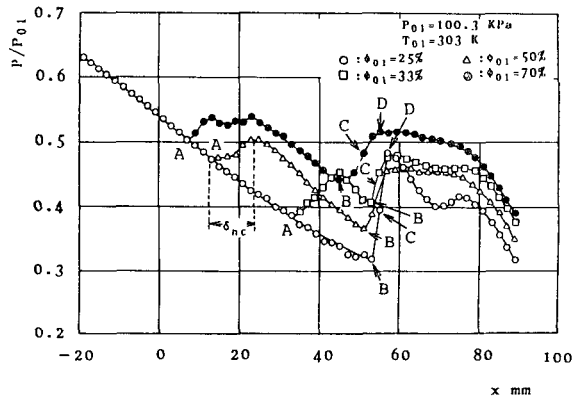
3.1 壓力測定과 可視化 觀察

저장소에 있어서 濕空氣의 停滯點 壓力 P_{01} 과 溫度 T_{01} 을 100.3KPa, 303K로 一定하게 維持하고, 相對濕度 ϕ_{01} 이 33%, 50%, 70%와 거의 等엔트로피 흐름에 相當하는 25%인 경우에 대한 슈리렌 寫眞과 노즐下壁에 있어서의 靜壓分布를 Fig. 3(a), (b)에 나타내었다.

여기서 가로軸 x 는 노즐목으로부터 노즐中心軸을 따르는 距離이고, 세로軸은 局所靜壓 P 를 P_{01} 으로 無次元化 한 값이다. A點은 凝縮開始點, B와 D點은 傾斜衝擊波의 影響에 의하여 노즐 中心軸의 靜壓이 上昇하기 始作하는 點과 最大로 되는 點이며 B와 D點이 一致하지 않는 것은 흐름場의 二次元性과 노즐 중심축(하부벽)에 있어서의 境界



(a) Photographs by schlieren system



(b) Distribution of static pressure

Fig. 3 Schlieren photographs and distribution of static pressure ($P_{01}=100.3\text{KPa}$ and $T_{01}=303\text{K}$)

층의 영향 때문이라고 생각된다.

또 슈리렌 寫眞에서 보이는 바와 같이 傾斜衝擊波가 노즐 中心軸에 入射되는 點 C는 凝縮에 의해 흐름이 減速되는 結果 때문에 停滯點 相對濕度 ϕ_{01} 이 높을수록 노즐목 近傍으로 移動하게 되고 入射角 (γ_i)도 커지고 마하 스템 (Mach stem)의 길이도 커짐을 나타내고 있다.

한편, 슈리렌 寫眞과 靜壓分布로부터 알 수 있는 바와 같이 非平衡 凝縮領域에서의 잠열放出 效果 때문에 凝縮衝擊波는 傾斜衝擊波 前方의 非平衡 凝縮領域 δ_{nc} 內에 存在한다.

ϕ_{01} 이 25%와 33%인 경우에는 노즐 上壁과 下壁에 附着한 얇은 테이프에 의해 發生한 마하波의 存在로부터 노즐목에서 傾斜衝擊波의 入射點 C까지는 超音速 흐름이라는 것을 알 수 있다.

3.2 非平衡 凝縮領域과 傾斜衝擊波 入射點

實驗으로부터 測定한 靜壓分布와 슈리렌 寫眞으로부터 얻은 非平衡 凝縮領域과 傾斜衝擊波 入射點의 關係를 Fig. 4에 나타내었다.

여기서, 停滯點 壓力 $P_{01}=102\text{kPa}$, 相對濕度 $\phi_{01}=60\%$ 로 一定하게 維持하고 停滯點 溫度 T_{01} 을 變數로 하였다.

그림에서의 記號 ○, □, △와 ●는 各各 凝縮開始點, 凝縮衝擊波, 非平衡 凝縮 終了點과 傾斜衝擊波의 노즐 中心軸에 대한 入射點을 나타낸다.

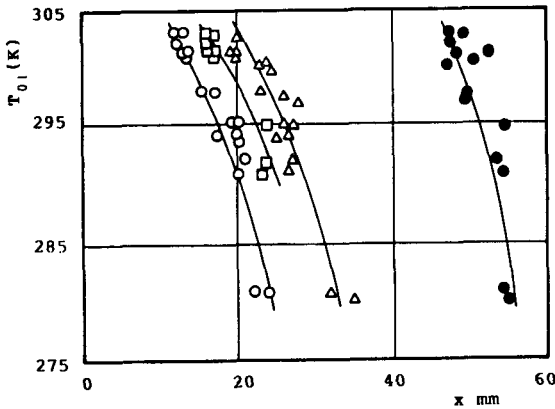


Fig. 4 Condensation zone and reflection point of oblique shock wave at nozzle centerline ($\phi_{01}=60\%$, $P_{01}=101.3\text{kPa}$, ○: Onset of condensation, □: Condensation shock wave, △: End of condensation shock wave ●: Oblique shock wave)

Fig. 4에서도 前述한 바와 같이 非平衡 凝縮領域은 同一의 ϕ_{01} 과 P_{01} 에 대해서는 T_{01} 이 높을수록 初期 停滯點에 있어서의 濕分の 質量比가 커지므로 上流로 移動하고, T_{01} 이 約 290K부터 發生하는 凝縮衝擊波는 非平衡 凝縮領域 內에 位置함을 보이고 있다.

또한, 傾斜衝擊波의 노즐 中心軸으로의 入射點은 T_{01} 이 높을수록 傾斜衝擊波 發生裝置 先端에서의 마하數가 1에 가깝게 된 結果 노즐목에 가깝게 됨을 보이고 있다.

Fig. 5는 슈리렌 寫眞으로부터 썸기 先端에 있어서 傾斜衝擊波와 썸기 下壁이 이루는 角度 (γ)를 初期 相對濕度 ϕ_{01} 에 대하여 T_{01} 를 變數로 하여 구한 結果이다.

乾空氣에 대한 $\gamma=52^\circ$ 는 다음과 같이 求하였다. 흐름을 非粘性 一次元 斷熱흐름이라 假定하고, 노즐목으로부터 42mm 下流에 插入한 썸기 先端 位置에 있어서의 노즐面積으로부터 마하數 ($=1.36$)와 노즐 形狀으로부터 흐름의 偏角 $\theta (=6^\circ)$ 를 求하여 이로부터 衝擊波角을 計算한 後 이 값에서 偏角 θ 를 뺀 값이다.

또 그림에서 보이는 바와 같이 γ 의 값은 어떤 T_{01} 에 對하여도 ϕ_{01} 이 낮은 경우에는 乾空氣의 γ 와 거의 같고 ϕ_{01} 의 增加와 더불어 처음에는 急激히 增加하다가 緩慢하게 된다.

이것은 例로서 $T_{01}=297\text{K}$ 의 경우를 考慮해 보

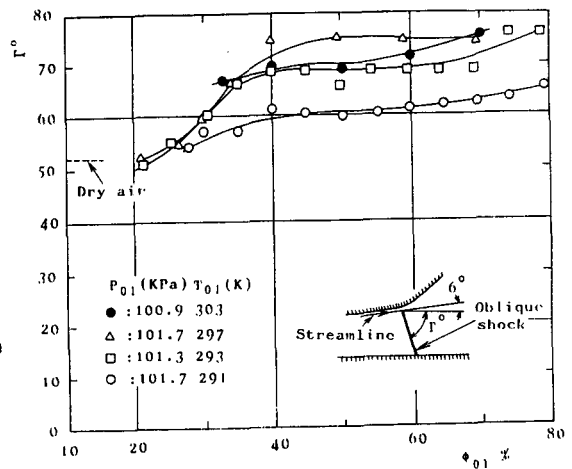


Fig. 5 Variation of angle between oblique shock wave and wedge bottom wall

면, 처음 ϕ_{01} 이 20~40% 區間에서는 ϕ_{01} 의 增加에 따른 潛熱의 放出量이 非平衡 凝縮領域이 上流로 移動되는 效果보다 크게 되어 峯기의 先端部에서는 마하數가 낮게 되고, ϕ_{01} 이 約 40%를 넘게 되면 ϕ_{01} 의 增加에 따른 潛熱의 放出 效果보다 非平衡 凝縮領域이 上流로 移動하는 效果가 크게 되어 峯기 先端까지의 膨脹거리가 길게 되는 結果라 생각 된다.

또 同一의 ϕ_{01} 에 對해서는 T_{01} 이 높을수록 停滯點에 있어서 包含될 수 있는 濕分의 質量이 크게 되어 보다 강한 凝縮이 일어나기 때문에 γ 의 기울기는 急해지고 크게 된다고 생각된다.

3.4 初期 相對濕度와 傾斜衝擊波의 入射角과 反射角

Fig. 6, 7은 初期 相對濕度의 變化에 對한 傾斜衝擊波의 노즐 中心軸(下部壁)에 있어서의 入射角(γ_i)과 反射角(γ_r)의 變化를 슈리렌 사진으로부터 求한 結果이다. γ_i 와 γ_r 의 값은 正常反射(regular reflection)인 경우에는 노즐의 中心軸에서, 마하反射(Mach reflection)인 경우에는 三重點(triple point)에서 測定한 값이다.

Fig. 6은 ϕ_{01} 과 γ_i 의 關係를 나타낸 것으로서 T_{01} 이 293K와 300K인 경우에는 ϕ_{01} 의 增加와 더불어 入射角 γ_i 가 急激히 增加하다가 $\phi_{01}=40\%$ 近傍에서 最大로 된 後 急激히 減少하고 다시 $\phi_{01}=45\%$ 附近부터 急激히 增加함을 보이고 있다.

이것은 ϕ_{01} 이 20~40% 區間에서는 ϕ_{01} 의 增加와 더불어 相變化에 起因되는 潛熱의 放出 效果가 크

게 되어 흐름이 減速되고, ϕ_{01} 이 40~45% 區間에서는 ϕ_{01} 의 增加에 따르는 흐름의 減速效果 보다는 凝縮領域이 上流로 移動하므로 惹起되는 膨脹 可能領域 길이의 增加에 따르는 效果가 크게 된 結果라고 생각된다.

한편, ϕ_{01} 이 45%보다 큰 경우에는 ϕ_{01} 을 增加시켜도 凝縮領域이 노즐목 上流로 移動할 수 없는 이유 때문에 ϕ_{01} 의 增加가 바로 峯기 先端에 있어서의 마하數를 작게 하기 때문이다.

본 연구에서는 $T_{01}=303K$ 이고 ϕ_{01} 이 約 30%인 경우에는 峯기 先端 附近의 領域에서 강한 凝縮이 일어난 結果 傾斜衝擊波는 發生되지 않는 것으로 나타났다.

T_{01} 이 280.5K인 경우에는 $\phi_{01}=60\%$ 程度까지는 入射角 γ_i 가 ϕ_{01} 의 增加와 더불어 增加하다가 그 以後에는 거의 一定하게 됨을 보이고 있다.

이것은 ϕ_{01} 이 60% 程度까지는 凝縮衝擊波가 發生되지 않으며 ϕ_{01} 의 增加가 바로 흐름을 더욱 減速시키는 效果를 가져왔으나, ϕ_{01} 이 60% 以上이 되면 凝縮衝擊波가 發生되고 ϕ_{01} 이 增加하면 할수록 非平衡 凝縮領域의 길이는 짧아지고 凝縮衝擊波의 強度(shock strength)는 크게 되어 흐름을 減速시키는 效果는 增加되나 非平衡 凝縮領域이 노즐목 쪽으로 移動하게 되어 峯기 先端까지의 膨脹 可能領域의 길이가 길어지므로서 야기되는 加速效果가 서로 상쇄되어 γ_i 는 거의 一定하게 된다고 생각된다.

Fig. 6에서 보이고 있는 바와 같이 같은 P_{01} 과 ϕ_{01} 에 대해서는 凝縮의 效果가 흐름에 적게 미치는

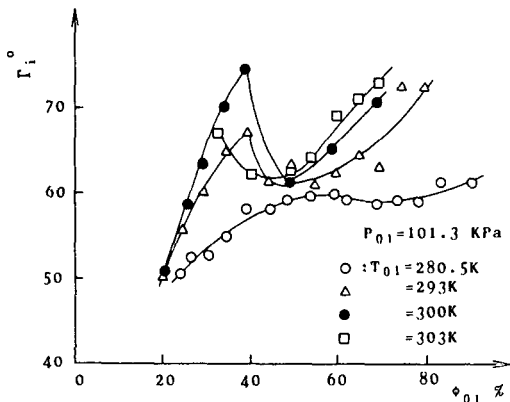


Fig. 6 Incident angle of oblique shock wave and initial stagnation relative humidity

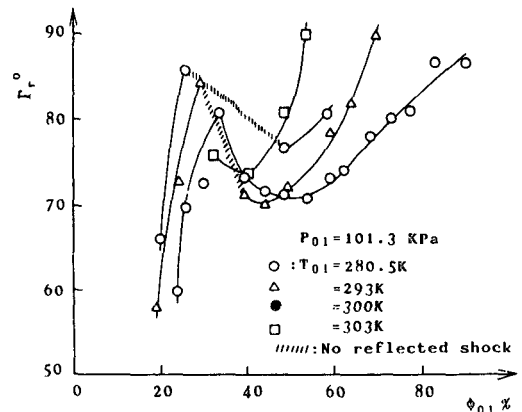


Fig. 7 Reflection angle of oblique shock wave and initial stagnation relative humidity

낮은 T_{01} 경우가 γ_i 의 값이 작게 된다.

Fig. 7은 初期 相對濕度和 入射 傾斜衝擊波의 노즐 中心軸에 있어서의 反射角 γ_r 를 T_{01} 에 대하여 나타낸 것으로서 入射角 變化의 경우와 같은 傾向을 나타내고 있다.

특히, T_{01} 이 293K와 300K 경우의 빋금친 領域에서는 T_{01} 이 303K 경우와는 對照的으로 傾斜衝擊波의 反射가 없는 것으로 나타났다. 이것은 T_{01} 이 293K와 300K의 경우의 實驗條件이 췌기 先端에서 垂直 衝擊波가 發生하기에 適當한 條件으로 되었으나 303K의 경우는 T_{01} 의 增加에 의해 凝縮이 빨리 일어나고 凝縮領域 또한 짧게 된 것이 原因이라고 생각된다.

3.5 노즐 壁面에 미치는 負荷

以上과 같이 터빈 翼列 사이의 흐름과 翼列 後流 衝擊波의 舉動을 밝히는 觀點으로 凝縮이 傾斜衝擊波에 미치는 影響을 記述하였다.

實在의 터빈 內的 膨脹흐름은 上流段의 翼의 回轉에 의해 隨伴되는 渦 혹은 攪亂 等の 影響이 下流段에 미친다.

참고문헌 (11)에서는 이 攪亂 때문에 凝縮領域이 上流로 移動하는 實驗 結果를 報告하였다.

이와 같은 경우, 凝縮에 의한 노즐 壁面에 미치는 負荷의 變化를 求하는 問題는 터빈 翼 設計의 觀點으로부터 대단히 重要하다.

Fig. 8 內的 插入圖에 보이는 바와 같이 濕空氣의 壓力 分布 曲線과 x 軸과 이루는 面積 $\int P dx$ 는 傾斜衝擊波를 隨伴하는 凝縮 흐름이 노즐 壁面에 미치는 負荷(下壁의 幅은 單位길이)라 생각할 수 있다.

本 實驗에서는 x 가 80mm 以上인 경우에는 췌기의 後端으로부터 發生되는 膨脹波가 下壁에 影響을 미치므로 x 를 80mm로 하였다.

여기서, 凝縮이 일어나지 않는 乾空氣 경우의 負荷를 基準負荷 L_a , 凝縮이 隨伴되는 경우의 負荷를 L_b 라 하면 壁面에 미치는 負荷의 增加率 $\lambda_i = \frac{L_b - L_a}{L_a}$ 로 된다⁽⁹⁾.

Fig. 8은 $T_{01}=280.5K, 293K, 298K$ 와 $303K$ 에 대하여 ϕ_{01} 과 λ_i 의 關係를 나타낸 것이다. 그림에 의하면 $\phi_{01}=20\%$ 인 경우가 $\lambda_i=0$ 로 되어 거의 等엔트로피 흐름에 相當하는 것으로 나타났다.

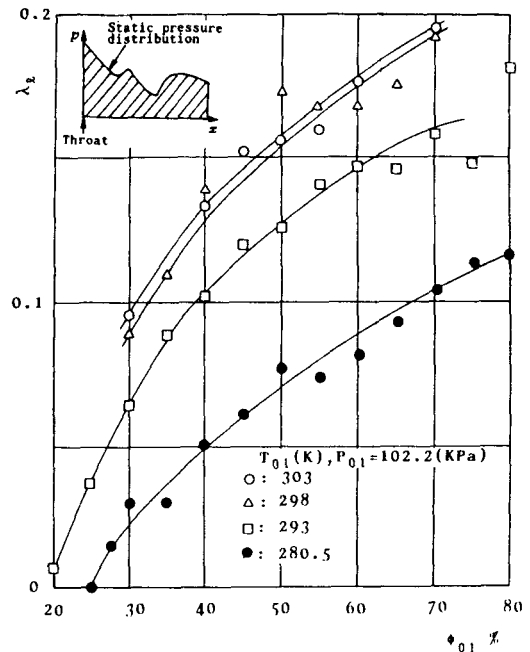


Fig. 8 Load increment ratio and initial stagnation relative humidity

또 λ_i 은 ϕ_{01} 의 增加와 더불어 急激히 增加하고 T_{01} 이 높을수록 크게 된다.

이것은 ϕ_{01} 과 T_{01} 이 높을수록 初期 停滯點에서의 濕分의 質量이 크게 되어 凝縮은 노즐목 近傍에서 일어나고 또한 基準 等엔트로피보다 엔트로피가 增加된 等엔트로피 흐름이 되기 때문이다.

本 實驗 範圍에 있어서의 λ_i 의 最大 값은 0.2로써 壁面에 作用하는 負荷는 凝縮이 일어나지 않는 等엔트로피 흐름인 경우에 比하여 最大 20% 程度 增加함을 알았다.

4. 결 론

作動流體로서 濕空氣를 使用하여 超音速 노즐을 통하여 膨脹시키는 경우에 대하여, 凝縮이 傾斜衝擊波에 미치는 영향과 노즐 壁面에 作用하는 負荷를 實驗을 통하여 얻은 結果는 다음과 같다.

(1) 노즐 中心軸에 있어서의 傾斜衝擊波의 入射點은 停滯點 相對濕度의 增加와 더불어 노즐목에 가깝게 되고 Mach stem의 길이는 커진다.

(2) 傾斜衝擊波와 췌기 下壁이 이루는 角度 γ 는 ϕ_{01} 의 增加와 더불어 처음에는 急激히 增加하다가

緩慢해지고, 同一의 ϕ_{01} 에 대해서는 T_{01} 이 높을수록 γ 의 값과 증가율은 크게 된다.

(3) 傾斜衝擊波의 노즐 中心軸에 있어서의 入射角과 反射角은 처음에는 ϕ_{01} 의 증가와 더불어 급격히 증가하여 最大로 된 後 減少하고 다시 $\phi_{01} \approx 45\%$ 부터 증가한다.

(4) 노즐 壁面에 作用하는 負荷의 增加率 λ_i 은 ϕ_{01} 의 증가와 더불어 急激히 增加하고 T_{01} 이 높을수록 負荷는 크게 된다.

또 本 實驗에서의 λ_i 의 最大 값은 0.2로 나타났다.

참 고 문 헌

- (1) Hill, P.G., 1966, "Condensation of Water Vapour during Supersonic Expansion in Nozzles", J. Fluid Mech., Vol. 25, Part 3, p. 593.
- (2) Zettlemoyer, A.C., 1969, "Nucleation", Marcel Dekker, Inc. N.Y., p. 1.
- (3) シチエクリヤエフ, トロヤノフスキー著, 池田隆, 永島俊三郎 譯, 1982, "蒸氣タービン", 三寶社, p. 37.
- (4) 木村淑人, 倉元晴夫, 吉田幸一 and 悅幸, 1978, "低壓タービン内の水滴舉動の研究", 三麥重工技報, 15~5, p. 580.
- (5) Moore, M.J. and Sieverding, C.H., 1976, "Two-phase Steam Flow in Turbines and Separators", McGraw-Hill, pp. 127~189.
- (6) Wegener, P.P. and Cagliostro, D.J., 1973, "Periodic Nozzle Flow with Heat Addition", Combust. Sci. and Tech., 6, p. 269.
- (7) 永山猛彦, 倉元晴夫, 今泉全通, 1982, "大氣吸入式風洞を用いた翼列實驗における大氣濕度の影響", 日本航空宇宙學會誌, 30~337, p. 83.
- (8) Petr. V., 1984, "Computational Methods in Turbomachinery", I. Mech. Eng. Conf. Publicat., p. 77.
- (9) Evans, N.A., 1983, "Shock Wave Boundary Layer Interaction in Dry and Wet Transonic Steam", Trans. ASME, J. Eng. Power, Vol. 105, No. 4, p. 782.
- (10) Gyarmathy, G. and Meyer, H., 1965, "Spontane Kondensation", VDI-Forschungscheft, 508, p. 32.
- (11) Filippov, G.A., Saltanov, G.A. and Ignatevskii, E. A., 1970, "Analysing the Condensation of Supersaturation Steam in Turbine Stages", Teploenergetika, 17(12) 22~26, p. 26.

<技術論文>

최적설계 기법을 이용한 순환식 삭도 선로의 최악조건 해석

최 수 진* · 신 재 균**

(1989년 1월 23일 접수)

Worst Case Analysis of Circulating Type Ropeway Using Optimal Design Technique

Soo Jin Choi and Jae Kyun Shin

Key Words : Circulating Type Ropeway(순환식 삭도), Worst Case(최악조건), Heuristic Optimization Technique(체험적 최적설계 기법), Derailment(탈삭)

Abstract

An optimal design technique is used as a systematic approach to analyze the worst case of a circulating type ropeway for a given geometry and operating conditions. Worst case is meant here the case when the positions and weights of the cars are so conditioned that the minimum of all the reaction forces between the main rope and the towers is minimum. In the course of this study, a general theory for the deflections and tensions of the main rope were also derived taking into account of the variation of the weights and positions of the individual cars. And through an analysis of example ropeways, some general conditions for the worst case are deduced.

기 호 설 명

b : 설계변수들
 G : 중추
 H_i : i 번째 선로구간의 수평장력
 h_i : i 번째 구간의 수직거리
 l_i : i 번째 구간의 수평거리
 NC : 반기의 총 대수
 NT : 탑의 갯수
 $n(i)$: i 번째 구간에 속한 반기의 대수
 R_i : i 번째 지주상의 반력
 T : 지식의 장력
 w : 지식의 단위길이당 자중
 W_E : 텅빈 반기의 무게
 W_F : 최대 적재상태의 반기의 무게
 W_i : 전체 선로를 통해 i 번째 반기의 무게

w^* : $\equiv w\sqrt{l_i^2 + h_i^2} / (2H_i l_i)$
 W_i^j : i 번째 구간의 j 번째 반기의 무게
 x_i, y_i : i 번째 구간의 수평, 수직좌표계
 X_{in} : 반기와 반기 사이의 지식을 따른 거리
 X_i^j : i 번째 구간의 j 번째 반기의 x_i 좌표
 X_0 : 선로의 출발점에서 첫번째 반기까지의 지식을 따른 거리
 α_i : i 번째 구간의 지식의 초기 접선각
 β_i : i 번째 구간의 지식의 최종 접선각
 θ_i : i 번째 지주상의 지식의 굴절각
 ϕ_i : i 번째 구간의 경사각

1. 서 론

삭도(ropeway)의 선로해석은 지주의 높이나 반기의 무게, 지식(main rope)의 밀도, 중추(counterweight)의 무게 등을 주요변수로 하여 삭

*영남대학교 대학원

**정회원, 영남대학교 공과대학 기계설계학과

도의 안정성이나 경제성 및 승차감에 영향을 미치는 지삭의 장력, 굴절각(deflection angle), 지주상의 반력 등을 해석하는 것을 목적으로 한다^(1~3). 이들중 특히 지주상의 반력은 굴절각과 거의 비례하는 관계에 있으며, 그 절대값이 작으면 탈삭(derailment)의 위험이 따르게 되어 선로설계시에 그 최소값을 일정치 이상으로 한정하게 된다. 그러나, 순환식(circulating type) 삭도의 경우에는 일반적으로 중간지주의 갯수가 많고, 반기(car)의 대수도 많기 때문에, 전 반기를 집중질량으로 고려한 엄밀해석이 어렵고, 각 반기의 무게나 위치에 따라 변하게 되는 지주상의 반력의 최소값이 일어나는 탑과 그 값 및 그 때의 상태를 구한다는 것은 쉬운 일이 아니다. 이러한 경우의 해석방법의 하나로써, 반기의 무게를 지삭의 무게로 환산하여 등가적으로 지삭의 선밀도가 증가하지만 집중질량이 없는 문제로 단순화하는 방법이 제시되었으나⁽⁴⁾, 이러한 방법이 실제 삭도의 운행시에 발생할 수 있는 최소의 반력을 구할 수 있을지는 의문이다. 따라서 본 연구에서는 실제 운행시에 발생할 수 있는 최악의 경우를 모든 반기의 무게를 집중질량으로 고려한 충실한 해석을 통하여 구해보고자 하였다. 이를 위하여 하나의 구간에 여러 개의 집중질량이 달린 경우에 대한 선로방정식을 유도하였고, 최소반력을 구하기 위한 문제를 최적설계 문제로 정의한 다음, 이를 체험적 최적설계기법(heuristic optimization technique)^(4,5)을 통하여 해결하였다. 또한 예제해석을 통하여 최악의 상태가 발생하게 될 일반적인 조건을 구하였다.

2. 선로이론

본 연구에서 취급할 삭도는 순환식 삭도⁽⁶⁾로서, 회전하는 단선의 지삭에 등간격으로 여러 대의 소형반기를 고정시켜 승객이나 화물을 운반한다. 선로이론이란 지삭의 장력이나 처짐 등을 계산하기 위한 것으로, 엄밀 해석으로서의 현수곡선 이론과 근사적인 포물곡선 이론 등이 쓰이고 있다⁽²⁾. 이중 포물곡선 이론은 삭도의 경사가 완만하거나 탑과 탑 사이의 구간이 비교적 짧은 경우에는 엄밀해와 비교하여 무시할 만한 오차를 포함하며, 특히 계산식이 단순하기 때문에 편리하다. 본 연구에서도, 선로의 이론으로서의 포물곡선 이론을 중심으로 하고자 한다.

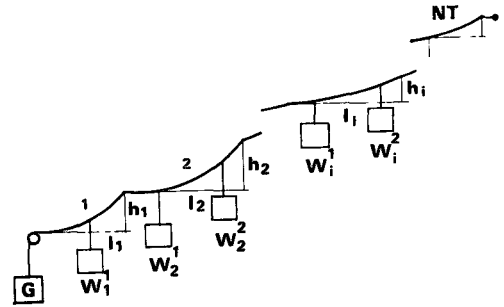


Fig. 1 A circulating type ropeway with NT towers

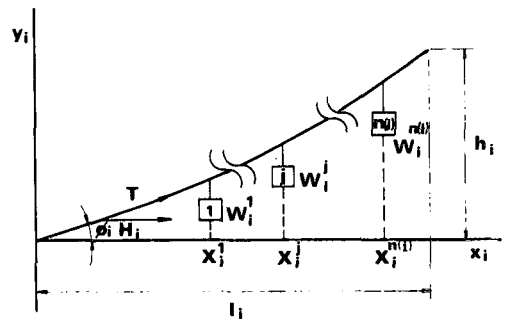


Fig. 2 Arbitrary interval i with $n(i)$ cars

Fig. 1에는 일반적인 순환식 삭도의 개략도가 주어져 있다. 실제의 순환식 삭도는 상·하행의 두 선로가 있으나, 두 선로 모두 동일한 지형과 탑들을 이용하고 있으므로, 한쪽 선로만 해석하게 되면 다른쪽 선로에 대한 것도 동일한 방법으로 취급할 수 있고, 따라서 한쪽 선로만을 해석대상으로 삼았다. 일반적으로 순환식 삭도는 여러 개의 구간으로 이루어져 있으며 하나의 구간에는 여러 개의 반기가 달릴 수 있다. 전체선로에 대한 해석은 하나의 구간에 대한 해석결과를 중복적으로 적용하여 구할 수 있으므로 먼저 Fig. 2와 같이 $n(i)$ 개의 반기가 달린 i 번째 구간에 대한 선로방정식을 유도하고, 선로설계에 필요한 장력, 굴절각 등을 구하고자 한다.

지삭의 단위길이당의 자중이 w 이고, 수평장력이 H_i 인 경우, 지삭의 처짐에 대한 방정식은 근사적으로 다음과 같이 주어짐은 쉽게 보일 수 있다⁽²⁾.

$$d^2y_i/dx_i^2 = w\sqrt{l_i^2 + h_i^2}/(l_i H_i) \quad (1)$$

$$(x_i \neq X_i^j, j=1, 2, \dots, n(i))$$

또, 임의의 구간 i 내에서의 H_i 는 구간전체를 통하여 일정하며, 이 값을 구하는 방법에 대해서는 다

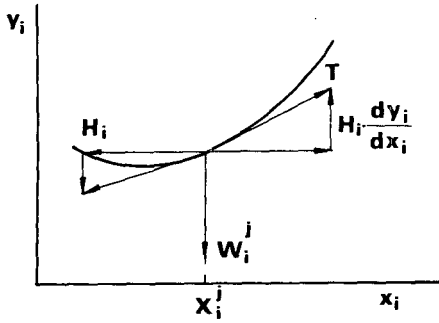


Fig. 3 Force equilibrium at $x_i = X_i^j$

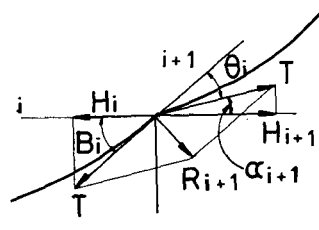


Fig. 4 Tensions and reactions at tower i

음에 설명하기로 한다. 표현의 간편화를 위하여

$$w_i^* \equiv w \sqrt{l_i^2 + h_i^2} / (2H_i l_i) \quad (2)$$

을 정의하면, 식 (1)은 식 (3)과 같이 간단히 쓸 수 있으며, w 는 x 와 무관한 상수임을 쉽게 알 수 있다.

$$d^2 y_i / dx_i^2 = 2w_i^* \quad (3)$$

식 (3)에 대한 일반해는, 식 (4)와 같다.

$$y_i = w_i^* x_i^2 + a_i^j x_i + b_i^j \quad (4)$$

식 (4)에서 a_i^j , b_i^j 는 i 번째 구간의 j 번째 소구간에 해당하는 상수이며, 이들 값을 해결하기 위한 경계 조건은 다음과 같다. Fig. 3에 보인 바와 같은 반기의 위치 $x_i = X_i^j$ 에서, 처짐곡선의 연속조건과, 수직방향힘의 평형조건으로부터

$$y_i(X_i^j + 0) = y_i(X_i^j - 0) \quad (5)$$

$$H_i dy_i / dx_i |_{x_i^j+0} = H_i dy_i / dx_i |_{x_i^j-0} + W_i^j \quad (6)$$

$(j=1, 2, \dots, n(i))$

을 얻으며, 식 (5), (6)에서 W_i^j 는 i 번째 구간의 j 번째 반기의 무게를 나타낸다. 식 (4), (5), (6)에서 부터, a_i^j , b_i^j 에 대한 다음의 식들을 얻는다.

$$a_i^{j+1} X_i^j + b_i^{j+1} = a_i^j X_i^j + b_i^j \quad (7)$$

$$a_i^{j+1} = a_i^j + W_i^j / H_i \quad (8)$$

또, $x_i = 0$ 및 l_i 에서의 경계조건, $y_i(0) = 0$, $y_i(l_i) = h_i$ 들은 다음과 같이 표시된다.

$$b_i^1 = 0 \quad (9)$$

$$w_i^* l_i^2 + a_i^{n(i)+1} l_i + b_i^{n(i)+1} = h_i \quad (10)$$

식 (7), (8), (9), (10)은 연립적으로 풀어서 a_i^j , b_i^j 에 대한 다음의 해들을 얻을 수 있다.

$$b_i^j = - \sum_{k=1}^{j-1} W_i^k X_i^k / H_i \quad (11)$$

$(j=2, \dots, n(i)+1)$

$$a_i^j = \sum_{k=1}^{n(i)} W_i^k X_i^k / (H_i l_i) - \sum_{k=1}^{n(i)} W_i^k / H_i + h_i / l_i - w_i^* l_i \quad (12)$$

$(j=1, 2, \dots, n(i)+1)$

한편, 구간과 구간 사이에서 H_i 의 값들은 일반적으로 변하며, i 번째 구간과 $i+1$ 번째 구간 사이의 H 의 관계가 Fig. 4에 설명되어 있다. 탑에서의 마찰력을 무시하면 탑을 통과할 때의 장력의 변화는 없으며 각 구간에서의 수평장력 들은 탑에서의 장력 T 와 다음의 관계가 있다.

$$T \cos(\alpha_{i+1}) = H_{i+1} \quad (13)$$

$$T \cos(\beta_i) = H_i \quad (14)$$

또, α_i , β_i 등은 곡선의 접선각을 이용하여 구할 수 있으므로, 이 두 식에서 T 를 소거하면 다음의 식을 유도할 수 있다.

$$H_{i+1} = H_i \cos[\text{ARCTAN}(a_{i+1}^1)] / \cos[\text{ARCTAN}(2w_i^* l_i + a_i^{n(i)+1})] \quad (15)$$

식 (15)에서부터, H_i 를 알고 H_{i+1} 을 구하기 위해서는 a_{i+1}^1 을 알아야 한다. 그러나, a_{i+1}^1 은 식 (12)에서 보는 바와 같이 H_{i+1} 의 함수이므로, 식 (15) H_{i+1} 에 대한 비선형 방정식을 나타낸다. 본 연구에서는, 이를 해결하기 위해 Newton-Raphson 방법을 이용하였다. 한편, 첫번째 탑의 수평장력 H_1 는 중추 G 로부터 간단히 계산될 수 있다(Fig. 1 참조). 다음의 사용을 위해, i 번째 탑이 지식으로부터 받는 하중, 즉 반력 R_i 와 굴절각 θ_i 는 다음과 같이 주어짐을 밝혀 둔다.

$$\theta_i = \beta_i - \alpha_{i+1} \quad (16)$$

$$R_i = 2T \sin(0.5\theta_i) \quad (17)$$

3. 최악상태해석을 위한 최적설계기법의 이용

3.1 최적설계문제의 정의

제 2 절에서는 순환식 사도의 선로해석방법을 제시하였다. 특히 모든 반기가 집중질량으로 취급되었으며, 각각의 무게 및 위치의 변화도 고려될 수

있다. 이러한 해석방법을 토대로 삭도의 선로설계 시에 고려되어야 할 주요사항 중의 하나인 탈삭의 위험성에 대한 해석을 해보고자 한다. 탈삭이란 지삭이 탐에서부터 이탈하는 현상을 말하며, 지삭과 탐 사이의 반력의 절대치가 작을수록 그 위험성이 높다. 또, 지삭과 탐 사이의 반력은 각 반기의 무게나 위치에 따라 변하기 때문에, 가장 탈삭의 위험성이 높은 상태를 파악하기 위해서는, 반기의 위치 및 무게에 따라 변화하는 전체 탐을 통한 반력의 최소치를 찾아야 한다. 이와 같이 최소의 반력이 발생하는 상태를 본 연구에서는 최악의 상태라고 정의하였으며, 그 해석을 위하여 다음과 같은 최적설계문제를 구성하였다.

먼저 Fig. 1과 같이 NT 개의 탐을 갖고, NC 개의 반기가 달린 삭도에서 상술한 최악의 상태해석을 위한 최적설계문제는 다음 식과 같이 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned} & \text{Find } b = [X_0, W_1, W_2, \dots, W_{NC}] & (18) \\ & \text{Minimize Minimum } |R_{i1}| \quad (i=1, 2, \dots, NT) & (19) \\ & \text{Subject to } 0 \leq X_0 \leq X_{iN} & (20) \\ & W_E \leq W_i \leq W_F \quad (i=1, \dots, NC) & (21) \end{aligned}$$

식 (18)에서 b 는 설계변수로서, $NC+1$ 개의 변수로 구성되어 있다. 여기서 X_0 는 출발점에서 첫 번째 반기까지의 지삭을 따른 거리를 나타내며, W_1, \dots, W_{NC} 는 각각 현재 지삭에 달려 있는 반기의 무게를 나타낸다. 반기와 반기 사이의 지삭을 따른 거리는 일정하며, 이 거리는 X_{iN} 으로 표시하였다. 모든 반기의 무게는 텅빈 상태의 무게 W_E 와 최대 적재상태의 무게 W_F 사이에 있어야 할 것이며 이는 제한조건 식 (21)에 나타나 있다. 목적함수의 값은 반기의 위치와 무게에 따라 달라질 것이며, 설계변수의 값들로부터 식 (11), (12)에 주어진 X 및 W 들을 산출함으로써 계산될 수 있다.

3.2 체험적 최적설계기법의 적용

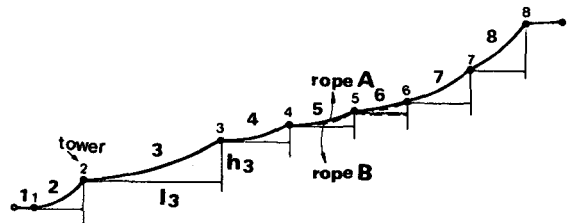
앞 3.1절에서의 식 (18)~(21)에 의해 정의된 비선형 계획법 문제는 몇 가지의 일반적인 해법이 알려져 있다⁷⁾. 그러나 본 연구에서의 문제는 식 (20), (21)로 주어지는 제한조건이 모두 설계변수의 단순제한식으로 되어 있고, 목적함수에 대한 도함수의 계산이 난이하므로, 이러한 경우에 편리한 일종의 체험적 최적설계기법을 적용해 보고자 하였

다.

본 연구에서 사용한 체험적 최적설계기법은 원래 정수계획법(integer programming) 문제에서와 같이 설계변수가 격자화된 문제에 적용되던 방법으로서 주로 경제학 분야에 응용되어 왔으나⁴⁾, 공학적인 문제에도 적용이 시도되어 좋은 성과를 보였다⁶⁾. 본 연구에서와 같이 설계변수가 연속인 문제에서는 임의의 정확도를 가지는 해를 찾기가 어려우나, 문제의 성격에 따라 적절한 정도의 정확성을 기할 수는 있다. 특히, 설계변수에 대한 상·하한치의 제한조건만 주어지는 문제는 사실상 제한조건이 없는 문제와 같아지며, 도함수의 계산이 필요없어 본 연구에 타당한 방법으로 생각되었다. 이 기법에서는 모든 설계변수들을 각각 동일한 갯수의 격자점으로 나누고, 이러한 격자점들만을 탐색영역으로 삼는다. 난수(random number)를 사용하여 초기가용해(initial feasible solution)를 찾고, 한번에 두 개씩의 변수를 임의로 바꾸어서 얻어진 해를 그 이전의 해와 비교하여 향상된 해를 선택하는 과정을 되풀이하여, 더 이상 해가 향상되지 않을 때를 최적해로 삼는다.

4. 예제 및 검토

지금까지 설명된 해석과정을 8개의 탐을 가진 예제선로들에 대하여 적용해 보았다. 예제에 사용된 선로는 두 가지이며, 그 지형에 대한 자료는 Fig. 5에 주어져 있고, 기타 자료는 Table 1에 정리되어 있다. 편의상 두 개의 선로를 Fig. 5에 따라 선로 A, 선로 B로 명명하였는데, 선로 B는 선로 A를 일부 수정하여 얻은 것이다. Table 1에서 보는



	1	2	3	4	5	6	7	8
$A0_i, h_i$	12(m),0(m)	122,49.5	250,99.1	133,28.3	149,22.1	84,15.9	137,80.3	181,85.2
$B0_i, h_i$	12(m),0(m)	122,49.5	250,99.1	133,28.3	149,17.1	84,20.9	137,80.3	181,85.2

Fig. 5 Geometries of the example ropeways

Table 1 Various numerical data for the example rope ways

G (kg)	w (kg/m)	W_E (kg)	W_F (kg)	X_{iw} (m)
10000.	4.11	200.	500.	150.

Table 2 Reaction forces, R_i (kgf), for (a) Ropeway A, (b) Ropeway B

Tower (i)	1	2	3	4	5	6	7	8
A-1	-3493.6	2514.5	1439.7	1419.5	203.0*	-1036.7	511.0	5616.4
A-2	-3368.5	2916.2	1854.8	1717.1	422.8*	-1808.3	793.0	6081.2
A-3	-3260.1	2930.0	1860.0	1590.0	148.1*	-1959.8	873.1	6090.1

* minimum reactions (a)

Tower (i)	1	2	3	4	5	6	7	8
B-1	-3493.6	2514.5	1439.7	1777.7	-774.1	-1317.9	511.0*	5615.9
B-2	-3368.5	2916.2	1854.8	2085.1	-583.1*	-1169.8	793.0	6080.5
B-3	-3545.3	2527.7	1440.8	2075.6	-454.6*	-1304.6	701.2	5894.8

* minimum reactions (b)

바와 같이, 반기와 반기 사이의 일정한 거리인 $X_{iw}=150m$ 로 주어져서, 첫번째 반기의 위치에 따라 선로에는 최대 8대의 반기가 달릴 수 있다. 따라서, 최악의 상태해석을 위한 앞 절의 최적설계문제의 설계변수는 9개로 되며, 체험적 최적설계기법에서는 이들 9개의 설계변수를 각각의 제한범위를 20등분하여 얻어진 21개의 격자점들을 탐색영역으로 취급하였다.

최적설계문제의 해로서 얻어지는 최악의 상태들은 Fig. 6에 설명되어 있고, 이 때 각각의 탑에서

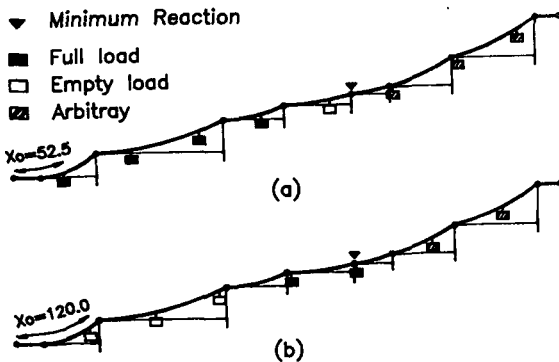


Fig. 6 Conditions for worst case for (a) Ropeway A, (b) Ropeway B

의 반력이 Table 2의 A-3 및 B-3에 정리되어 있다. 선로 A, B 어느 경우나 모두 5번째 탑에서 최소반력이 발생하며, 그 크기는 A, B 각각 148.1(kkgf), -454.6(kgf)이다. 여기서 반력이 음인 것은 -탑을 나타내며, 지삭이 탑의 아래쪽을 통과하는 경우를 나타낸다. 예제의 선로 A, B는 각각 +탑과 -탑에서 최소반력이 발생하는 경우를 보여주고 있다. 선로 A, B의 최악의 상태를 설명하기 위하여, 최소반력이 발생하는 탑을 기준으로 전체선로를 3개의 구역으로 나누어 생각하기로 한다. 이들 3구역을 각각 구역 I, II, III으로 표시하고, 구역 II는 최소반력이 일어나는 탑을 포함하는 구간들로 구성되며, 구역 I은 구역 II의 이전 구간들을, 구역 III은 그 이후의 구간들로 구성된다. Fig. 6의 관찰에 의해, 구역 III에 있는 반기의 무게들은 최소반력의 크기에 아무런 영향을 끼치지 못함을 알 수 있다. 또, 구역 II에 존재하는 반기의 경우, 최소반력이 일어나는 탑이 +탑인 경우에는 최소적재상태, -탑인 경우 최대적재상태임을 알 수 있다. 구역 II, III의 이러한 하중상태가 선로에 관계없이 일반적인 상태임을 보기 위하여 Fig. 7에는 각 탑에서의 반력이 최소가 되는 하중상태를 조사한 결과를 정리해 두었다. 임의의 탑

Interval Tower (i)	1	2	3	4	5	6	7	8	Xo(m)	RI (Kgf)
1		●	xx	x	x	x	x	x	15.0	-3131.2*
2	○		○○	x	x	x	x	x	7.5	2516.3
3		○		○○	x	x	x	x	120.0	1440.8
4			○○	○	○	x	x	x	150.0	1405.7
5		●	●●	●	○	x	x	x	52.5	148.2
6		○	○○	○	○	●	●	x	52.5	-1603.9*
7		●	●●	●	●	○	○	○	15.0	515.2
8		○	○○	○	○	○	○	○	150.0	5545.6

* Negative tower
 ● Full load ○ Empty load x Arbitrary load
 region I | region II | region III

Fig. 7 Conditions for $|R_i|$ to be minimum for the ropeway A ($i=1, 2, \dots, 8$)

에서의 반력이 최소가 되는 하중상태를 구하는 것은 최악의 상태해석과 꼭 같은 방법으로 할 수 있다. Fig. 7의 어떤 경우이던, 구역 II, III의 하중상태는 전술한 바와 동일함을 볼 수 있다.

한편, 구역 I의 하중상태에 대해서는 구역 II, III에서와 같은 일반적인 이야기를 할 수 없다. 같은 +탑의 경우라도, 5번째 탑과 7번째 탑의 경우에는 구역 I의 모든 반기는 최대적재상태이며, 2, 3, 4, 8번째 탑의 경우에는 최소적재상태이다. 일반적으로 +탑에서 최소반력이 생길 경우, 구역 I에 존재하는 모든 반기가 최소하중인 상태가 되어야 할 것 같으나, 반드시 그렇지 않은 이유는 다음과 같이 생각될 수 있다. 식 (17)에 의하면, 반력은 지사의 장력과 굴절각에 의존하는데, 구역 I의 하중상태는 최소반력이 발생하는 탑에서의 장력과 굴절각에 동시에 영향을 미친다. 즉, 구역 I의 하중이 증가하면, 최소반력에서의 장력은 증가하지만, 굴절각이 감소할 것은 당연하다. 이 때, 장력의 증가보다, 굴절각의 감소효과가 더 크면, 오히려 최소반력은 더 감소하게 되는 것이다. 참고로, Fig. 6(a)의 제 I 구역에 있는 모든 반기가 최대적재된 경우의 5번 탑의 반력은 160.1(kgf)로서 최악의 경우인 148.1(kgf)보다 크다. 이와 같이 구역 I의 하중상태에 대해서는 일반적인 이야기를 할 수 없음을 보았지만, 적어도 구역 I의 모든 반기가 동시에 최대적재상태이거나, 동시에-최소적재상태여야함을 알 수 있다.

이상에서 최소반력이 일어나는 경우의 하중상태에 대한 어느 정도의 일반적인 결론을 유도하였지만, 반기들의 위치에 대한 일반적인 이야기는 할 수 없으며, 이는 각 구간의 지형이나 반기 간의 거리 등에 따라 변할 것이며, 본 연구와 유사한 해석방법이 필요할 것으로 사료되었다.

끝으로 Table 2에는 탈삭조건을 고려한 탑높이 최적설계 문제에서 이용되었던 최소반력의 근사해석방법⁽¹⁾을 적용하여 구간 각 탑에서의 반력을 정리해 두었다. 먼저, A-1, B-1은 각각 전반기가 최소하중상태라고 보고, 그 무게를 지사에 균일하게 분포된 분포하중으로 환산하여, 등가적으로 지사의 밀도가 그만큼 증가한 문제로 근사화하여 해석한 결과이며, A-2, B-2는 각 반기가 최대하중인 상태를 동일하게 고려한 해석결과이다. 또, A-3, B-3는 본 연구에서 제시한 해석방법에 의한 해석결과이다. Table 2에 의하면 근사해석법에 의한 최소반력은 본 연구의 방법으로 구한 최소반력보다 크게 나타날 수 있고, 따라서 근사해석법이 탈삭의 위험성을 과소평가할 수 있음을 보여 준다. 따라서, 본 연구에서 제시한 방법이 선로설계에 응용된다면 보다 안전한 선로설계가 이루어질 수 있을 것으로 본다.

5. 결 론

일반적인 순환식 사도에서, 탈삭의 위험성이 최대로 되는 최악의 경우를 해석하는 문제를 최적설계 문제로 정의하여, 이를 체험적 최적설계기법을 통하여 해결하는 방법을 제시하고, 예제를 통하여 최악의 상태에서의 반기들의 하중상태에 대한 일반적인 조건을 추론하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 최악의 상태에서의 반기들의 하중상태를 파악하기 위해서는 전체선로를 3개의 구역으로 나누어 생각할 수 있다. 즉, 최소의 반력이 발생하는 탑을 포함하는 2개의 선로구간을 구역 II로 하고, 그 이전의 구간들을 구역 I, 그 이후를 구역 III으로 나눈다. 이 때, 구역 I에 소속된 모든 반기들은 동시에 최대적재상태이거나, 동시에 최소적재상태로 된다. 또, 구역 II의 모든 반기들은 최소반력이 발생하는 탑이 +탑이면 최소적재상태, -탑이면 최대적재상태로 된다. 그러나, 구역 III에 소속된 반기들의 무게는 최소반력과 무관하다.

(2) 최소 반력이 발생하는 탑의 위치나 반기의 위치에 대해서는 일반적인 이야기를 할 수 없고, 본 연구와 유사한 해석방법에 의존할 수밖에 없다.

참 고 문 헌

(1) 박용수, 1987, "가공사도의 최적설계에 관한 연

- 구”, 영남대학교 박사학위논문.
- (2) 최선희, 박용수, 1986, “가공삭도의 선론이론에 대한 연구”, 대한기계학회논문집 제10권, 제 3 호, pp. 419~426.
- (3) 최선희, 박용수, 1987, “삭도선로의 최적설계에 대한 연구”, 대한기계학회논문집 제11권, 제 1 호, pp. 26~35.
- (4) Lin, S., Kernigham, B.W., 1973, “An Effective Heuristic Algorithm for The Travelling Salesman Problem”, *Operns Research*, Vol. 21, pp. 498~546.
- (5) Lee, T.W., Freudenstein, F., 1976, “Heuristic Combinatorial Optimization in the Kinematic Design of Mechanism, Part 1: Theory, Part 2: Applications”, *Trans ASME Ser. B*, Vol. 98, pp. 1277~1284.
- (6) 최선희, 1984, 여객삭도의 기본설계, 영남대학교 공업기술연구소
- (7) Haug, E.J., Arora, J.S., 1979, *Applied Optimal Design*, John Wiley and Sons Inc., pp. 37~154.

● 訂 正 ●

大韓機械學會論文集 第 13 卷 第 1 號(1989. 1)의 p. 65의 Fig.12와 p. 186의 Fig. 8이 잘못되었기에 다음과 같이 바로 잡습니다.

p. 65

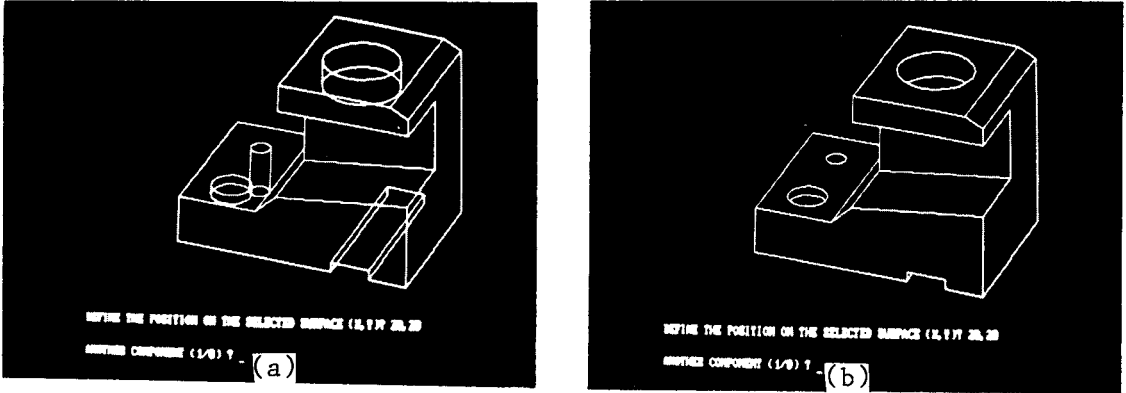


Fig. 12 Model 3; (a) before removing the hidden line (b) after removing the hidden line

p. 186

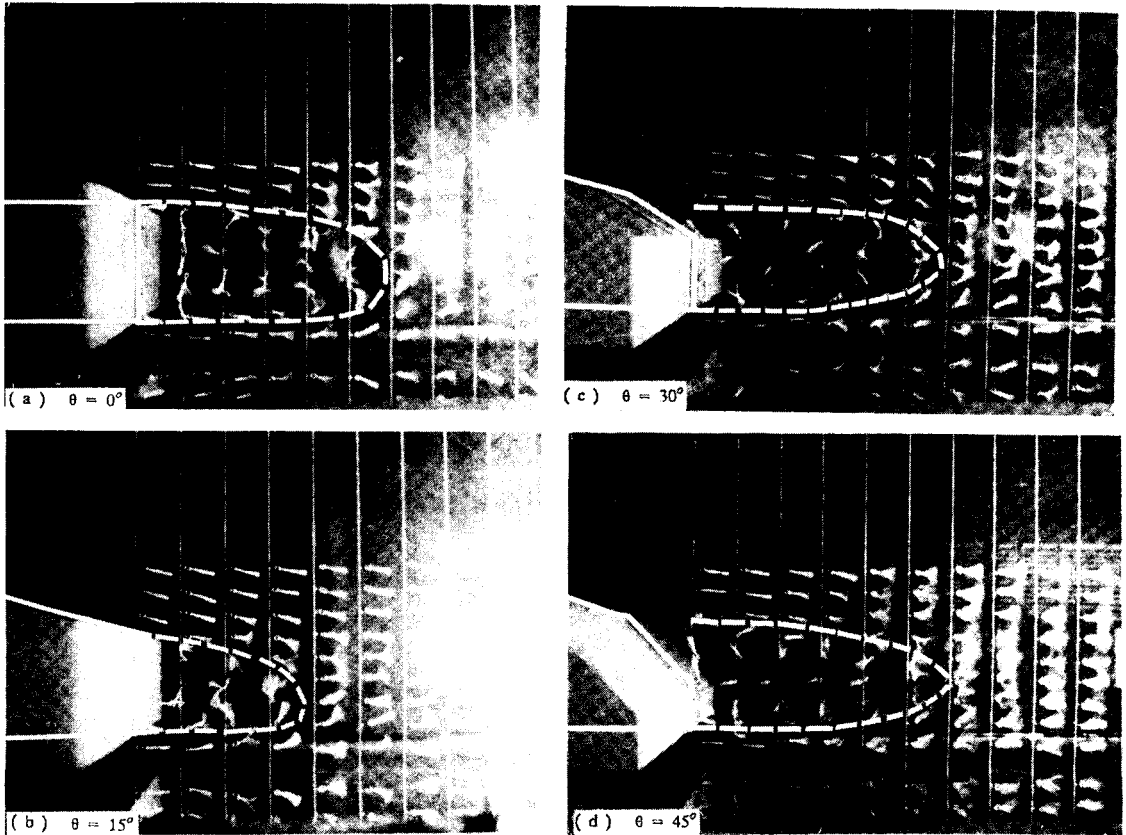


Fig. 8 Flow visualization using wool tuft method