

A DUNAÚJVÁROSI DUNA-HÍD AERODINAMIKAI VIZSGÁLATA: SZÉLCSATORNA KÍSÉRLET

Goricsán István* - Balczó Márton** - Lajos Tamás***

RÖVID KIVONAT

Az áramlásba helyezett testekre, így a szél hatásának kitett hidakra áramlási eredetű erő és nyomaték ébred, amely hozzájárul a szerkezet terheléséhez. Az áramlásba helyezett tompa testek közelében a testek felületén keletkező határréteg leválása következtében kialakuló nyírórétegek felgöngyölödése folytán örvények jönnek létre. Ha az örvényleválás periodikus, a szilárd test felületén a nyomásmegoszlás, és ezáltal a testre ható erő periodikusan változik. Ha az erő változásának frekvenciája megegyezik a szerkezet önlengésszámával, a szélerők a szerkezet tönkremenetelét okozzák.

Az itt bemutatott kutatás célja a Dunaújvárosnál felépítendő hídra ható szélerő, valamint a híd szél által gerjesztett lengésének elemzése szélcsatornában.

1. A SZÉLCSATORNA ÉS A MÉRŐRENDSZER ISMERTETÉSE

A kísérleti vizsgálatokat a Tanszék vízszintes, recirkulációs rendszerű szélcsatornájában végeztük el, amelynek rajza az 1. ábrán látható. A 3,7 m átmérőjű, 650 kW teljesítményű axiális ventilátorból a közeg két fordulókamrán és az 5,2 m átmérőjű belépő áramlási keresztmetszetet 2,6 m átmérőjű kilépő keresztmetszetre szűkítő konfúzon át jut a 2,6 m átmérőjű és 4 m hosszúságú nyitott mérőtérbe.

A mérőtérben lévő áramlást alulról egy síklap határolja, amely a talaj szimulálására alkalmazható. Esetünkben a szélirányt nem változtattuk.

A híd modellt kis, 0,5% turbulenciájú és az atmoszférikus viszonyoknak megfelelő nagyobb (a szakirodalom alapján 5%-ra tervezett) turbulenciájú áramlásban vizsgáltuk. Előző esetet a szélcsatorna alaphelyzetben biztosította, az utóbbi esethez egy turbulencia generátor rácsot alkalmaztunk, amelyet a konfúzor kilépő keresztmetszetében helyeztünk el.

A mérést megelőzően a szélcsatorna üres mérőtérében a forgóasztal tengelye fölött függőleges egyenes mentén hődrót anemométerrel megmértük a sebesség és a turbulenciafok megoszlást turbulenciagenerátorral és turbulenciagenerátor nélkül. A turbulenciafokot a

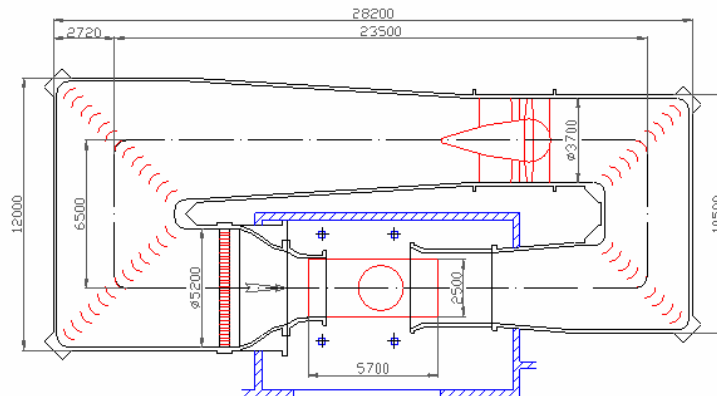
$$Tu = \frac{\sqrt{v'^2}}{v} \quad (1)$$

* okl. gépészmérnök, egyetemi tanársegéd, BME Áramlástan Tanszék

** okl. gépészmérnök, doktorandusz, BME Áramlástan Tanszék

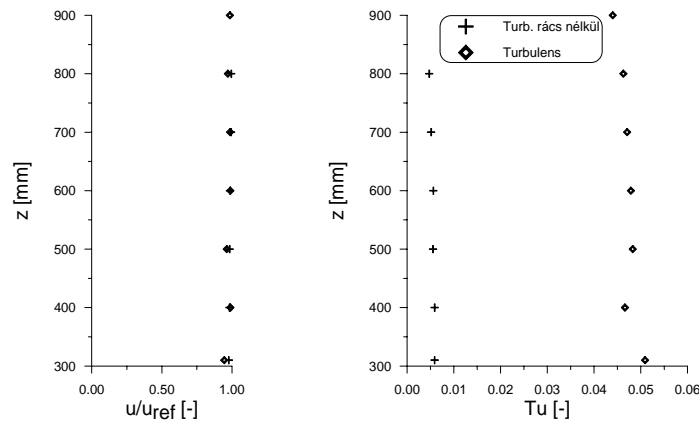
*** okl. gépészmérnök, a műszaki tudomány doktora, egyetemi tanár, BME Áramlástan Tanszék

összefüggéssel számoljuk, ahol \bar{v} [m/s] a mérési pontban a sebesség időbeli átlaga v' [m/s] az (időben) ingadozó sebesség komponens.



1. ábra: Az Áramlástan Tanszék vízszintes recirkulációs szélcsatornája

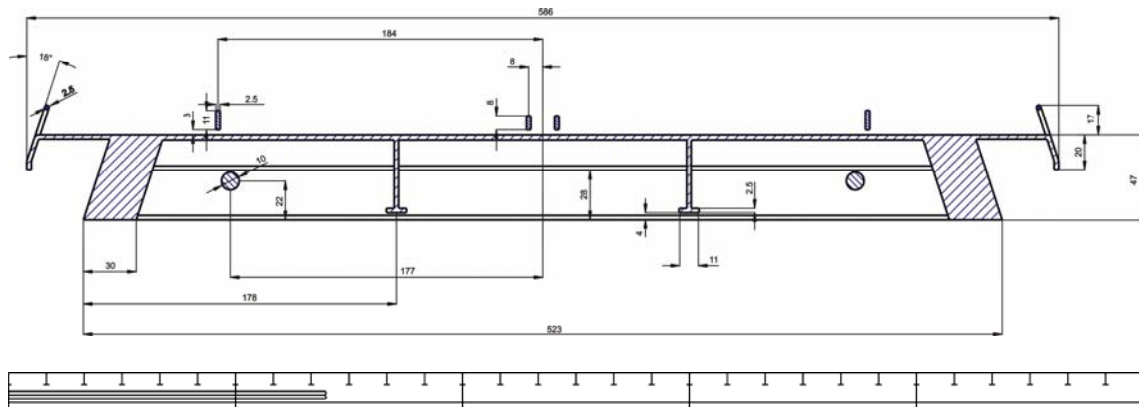
A mérés eredményét a 2. ábra mutatja. Látható, hogy a sebesség- és turbulenciafok megoszlás kielégítően egyenletes: a híd modell környezetében a sebesség változása nem haladja meg a 2 %-ot. A turbulenciafok turbulenciagenerátor nélkül viszonylag kicsi, 0,5 % volt, turbulenciagenerátor rács alkalmazásával pedig a tervezett 5 %-ot jól közelítő 4,8 % körüli turbulenciafokot valósítottunk meg. A következőkben az előzőt „lam” az utóbbit „turb” jellel jelöljük.



2. ábra: A sebesség és turbulenciafok függőleges menti megoszlása

A kísérleti vizsgálatokat a szakirodalomnak megfelelően 1:70 léptékű szekció modellel végeztük, amelynek a rajza a 3. ábrán látható. A szekció modellel a szakirodalomban közölt híd modellekhez képest igen részletesen követi a nagy kivitel geometriáját, csak az alábbi egyszerűsítő eltérések vannak: nem modelleztük az útpálya alatti hosszanti 200mm x 300mm méretű zártszelvényeket és a kezelőjárdákat. A szakirodalomhoz hasonlóan nem modelleztük az útpálya 2,5%-os hajlását.

Modelleztük a szalagkorlátokat, a hosszanti főtartókat, a kereszttartókat, a kerékpárutakat és az azokat határoló korlátokat (ld. 3. ábra).



3. ábra: A modell keresztmetszete és hosszmetzete

A szekció modell szélessége $S = 589$ mm, hossza $L = 1628,5$ mm volt, ami megfelel 114 m hosszú híd részletnek. A merev szekció modellt alumíniumból készítettük. Az útpályát modellező egyben hajlított, 3 mm vastag alumínium lemezt a két ferde, paralelogramma metszetű zártszelvény főtartó fából készült modelljére hajlítottuk rá. A lemez alsó felületéhez csatlakoztak a kereszt és hossztartók (ld. 3. ábra). Így egy megfelelően merev híd szekciót kaptunk. A két főtartó oldalsó részéhez csatlakoztak a leszerelhető kerékpárutak és ehhez az ugyancsak leszerelhető korlátok.

Miután a geometriailag hasonló külső korlát az áramlástanai modellezés szempontjából alkalmatlan lett volna (kis méretek, azaz kis Reynolds számok esetén a hengeres korlát elemek teljesen eltérő áramlástanai hatást gyakoroltak volna, mint a nagy kivitel elemei), a korlát geometriájának meghatározásánál az áramlástanai egyenértékűség alapján jártunk el. Olyan, éles elemekből (azaz a Reynolds szám értékére nem érzékeny) rácsot alkalmaztunk, amelynek áramlási ellenállástényezője megegyezik a valóságos korlát ellenállástényezőjével.

Az előző megfontolásban szereplő Reynolds szám az alábbi módon írható fel:

$$Re = \frac{u_{ref} \cdot L_{ref}}{\nu} \quad (2)$$

ahol L_{ref} [m] jellemző hossz méret, u_{ref} [m/s] a referencia sebesség, ν [m²/s] a levegő kinematikai viszkozitása.

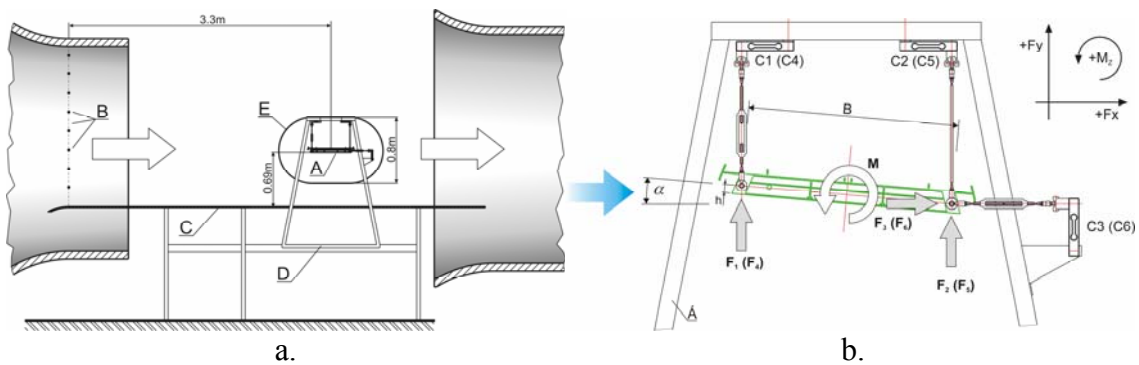
A híd szekció modell szélcsatorna mérése két részből állt, a statikus és dinamikus szélcsatorna kísérletekből. Ezek célja az alábbi volt:

- a megfűvás irányához képest különböző szöget bezáró, mereven befogott hídra ható erők és nyomatékok meghatározása,
- a híd közép vonalában alul és felül, valamint a függőleges tartókon az időben átlagolt statikus nyomás (alaki tényező) megoszlásának meghatározása,
- a híd felületén a nyomásingadozás meghatározása,
- a híd mögött a sebesség ingadozás meghatározása.

Az a) és b) feladatok elvégzésének célja a híd szerkezetét terhelő szélerek meghatározása volt. A c) és d) feladatok elvégzésével pedig egyrészt a híd belengését okozó periodikus igénybevételek (periodikusan keletkező és leváló örvények) fellépését és jellemzőit (frekvencia, amplitúdó), másrészt a híd várható flutter sajátosságait kívántuk meghatározni.

Ennek megfelelően a szekció modellt 2D (kétdimenziós, vagy sík) áramlásba kellett felfüggeszteni. A síkáramlás akkor valósítható meg, ha a modell hossz tengelyére merőleges a szélirány és ha a híd modell végét megkerülő áramlás létrejöttét véglapokkal megakadályozzuk. Annak érdekében, hogy a híd modell végén a modell két felülete közötti nyomáskülönbség ne okozza a modell végeinek körüláramlását, ugyanakkor a modelltől ne adódjon át erő a véglapokra, a modell végein lévő síkokra műszörme csíkot erősítettünk, amelynek szárai gyakorlatilag erő átadása nélkül képesek megakadályozni az átáramlást.

A síkáramlásba helyezett híd szekció modellre (ld. 4. (a) és (b) ábra) a tengelyére merőleges (az áramlás irányával párhuzamos) síkban ható erőt és nyomatékot az alábbiak szerint mértük (ld. 4. ábra). Az 4. (a) ábrán E-vel jelölt véglapok között elhelyezett A jelű modell főtartóihoz kétoldalt 2-2 hengeres csapot erősítettünk, amelyeket négy szárral összeköttöttünk a függőleges irányú erő komponens mérő, a D jelű tartóhoz rögzített négy erőmérő cellával. A szárok hossza változtatható volt (ld. 4. (b) ábra), így lehetővé vált a modell széliránnyal bezárt szöge, az α állásszög változtatása az elől lévő két szár hosszának változtatásával (állandó hosszúságú hátul lévő szárok mellett). A véglapokon ennek megfelelően vágunk ki nyílásokat. Az állásszög akkor pozitív, ha a híd széllal szemben lévő része van magasabban (ld. 4. (b) ábra).



4. ábra: A modell felerősítése az erőmérő cellákra

A modell hátsó két csapja egy-egy vízszintes szárral csatlakozik a vízszintes erő mérő két erőmérő cellához (ld. 4. (b) ábra).

A négy, függőleges erőkomponens mérő cellával meghatározott, áramlási irányra merőleges összesített $F_1+F_2+F_4+F_5$ erő az F_L [N] felhajtóerőt adja, amely akkor pozitív, ha felfelé álló vektorral jellemezhető (ld. 4. (b) ábra). A hátsó két csapon ható függőleges erő összegének $F_2+F_5=F_{Lh}$ és az elől két csapon ható függőleges erő összegének $F_1+F_4=F_{Le}$ különbsége a csapok közötti $B=0,480$ m távolság felével szorozva a hídpálya tengelyére vonatkoztatott nyomatékot adja.

A széliránnyal párhuzamos erőt mérő cellákkal mért összesített F_3+F_6 erő az ellenállás erő F_D [N]. Az erők és nyomatékok ismeretében azok összehasonlítását lehetővé tevő erő- és nyomatéki tényezőket a híd legnagyobb vetületi felületére vonatkoztatva a megfúvási (zavartalan) áramlási sebességből számítható dinamikus nyomással elosztva kapjuk.

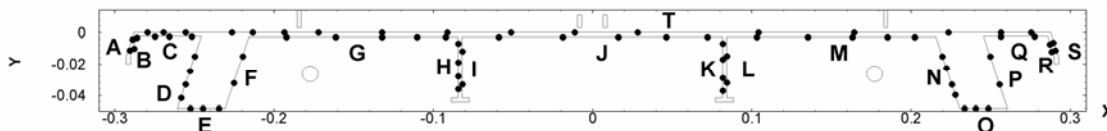
A híd modellre vonatkozó Reynolds számot a (2) alapján $L_{ref}=S$ és $u_{ref}=v_\infty$ helyettesítéssel számíthatjuk. A kalibrált erőmérő cellák által kiadott erősített jeleket számítógép gyűjtötte, és dolgozta fel.

2. A NYOMÁS ÉS SEBESSÉG IDŐBENI VÁLTOZÁSÁNAK VIZSGÁLATA

A szél hidakra gyakorolt hatásai két csoportba oszthatók: a szélerő által okozott statikus terhelések, amelyet az időbeni átlagsebességgel (vagy az alkalmazott szabványnak megfelelően a széllelkéssel) lehet számolni az alaki tényezők ismeretében. A másik csoportba – különösen a függőhidaknál – a szél dinamikus hatásai tartoznak, amelyet az [1] szakirodalom alapján két részre oszthatunk:

- a) időben periodikusan változó áramlási struktúrák (örvények) miatt híd felületén keletkező periodikusan változó nyomásból, gerjesztő erők miatt létrejövő lengések (amit [1] rezonancia-lengésnek nevez) és
- b) a szerkezet rugalmassága és a szerkezet deformációjától függő, azzal növekvő áramlási erők miatti instabilitás, amely egy kritikus szélesebbesség fölött két szabadságfokú lengést eredményez (amit [1] flutter-lengésnek nevez).

Az alábbiakban e felosztás szerint tárgyaljuk szél dinamikus hatását a híd modellre. A nyomásmegoszlás mérés feladata a szélterhelés, azaz az időbeni átlagnyomás (alaki tényező) megoszlás, valamint a híd lengéseit esetlegesen gerjesztő periodikus áramlási struktúrák (örvények) által okozott nyomásingadozás meghatározása volt a modell felületén. A modell áramlással párhuzamos szimmetriasíkja közelében, attól egyenlő távolságban felvett két síkban kialakított nyomásmérési helyeken mértük a híd modell kerülete mentén a helyi nyomás és a külső p_0 nyomás különbségét. (Az egyik síkban az útpálya felső, ill. az I tartók egyik felületén, a másikban az alsó, ill. az I tartók másik felületén kialakuló nyomásokat mértük.) A felületeken lévő 75 nyomásmérő pontot az 5. ábra mutatja. A pontokat a híd modell ABC betűivel jelölt felület-részeihez rendeltük.



5. ábra: A nyomásmérési helyek a híd modell középsíkja közelében

A nyomásmérési pontokban egy-egy nyomáskivezető furatot készítettünk el, amelynek belső átmérője 1.5 mm volt. A nyomáskivezető furatokat azokhoz csatlakozó műanyagcső kötötte össze a Scanivalve nyomáspont váltóval és azon keresztül egy

Setra 237 típusú nyomástávadóval. A nyomásmérési helyek léptetését a Scanivalve berendezés segítségével, valamint az adatgyűjtést és adatfeldolgozást egy PC-n futtatott LabVIEW program végezte National Instruments adatgyűjtő kártyán keresztül. A nyomásmérési hely léptetése után 4 sec idő állt rendelkezésre a tranziensek lecsengésére. Ezután 20 sec ideig 200 Hz frekvenciával folyt a nyomásadatok gyűjtése. Így minden mérési pontban 4000 adatot (Δp [Pa] a helyi nyomás és a környezeti (referencia) nyomás különbsége) gyűjtöttünk, majd meghatároztuk az időbeni átlagnyomást ($\Delta p_{\text{átlag}}$ [Pa]).

A c_p nyomástényezőt (alaki tényezőt) a nyomáskülönbség időbeli átlaga és a zavartalan (referencia) sebességgel számolt dinamikus nyomás hányadosa. Az időbeni átlagnyomásra vonatkozó nyomástényező megfelel az épületre ható szélterhelést jellemző alaki tényezőnek.

A híd modell lengése szempontjából fontos a nyomás időbeni változásának ismerete. Ezért a nyomáskivezető furat, nyomástovábbító cső, Scanivalve, nyomástávadó rendszerrel mért értékekből kívántuk meghatározni a nyomás időbeni változásának jellemzőit. Tekintettel arra, hogy a viszonylag hosszú csöveket, nyomásátkapcsolót, stb. tartalmazó nyomásmérő rendszer jellemzői is befolyásolhatják a nyomásingadozás mérését, egy, a nyomásingadozást torzítás nélkül mérő Endevco 8507 C2 típusú felületi piezorezisztív nyomásmérő szenzorral kalibráltuk a Setra távadóra épülő rendszert. Egymás közelében helyeztük el a mérőrendszerhez csatlakozó nyomáskivezető furatot és a felületi nyomásmérő szenzort, és egyidejűleg mértük a nyomás ingadozását (35 sec időtartam és 2000Hz adatgyűjtési frekvencia). Az így kapott teljesítménysűrűség spektrumok vizsgálata alapján megállapítható, hogy mind a kis turbulenciájú („lam” jelű), mind a nagy turbulenciájú („turb” jelű) hozzááramlásnál a Setra nyomástávadóval működő rendszer által mért eloszlásokból számolt teljesítménysűrűség spektrumok jól egyeznek. Így tehát a híd modell 75 nyomásmérő pontjában a Setra nyomástávadóhoz csatlakozó rendszerrel mért nyomásingadozások jól jellemzik a valóságos folyamatokat. A nyomásingadozás mértékének jellemzésére a nyomáskülönbség szórását a p_{rms} -t, ill. ennek dimenziótlanított alakját, a nyomástényező szórását $c_{p\text{rms}}$ -t használjuk.

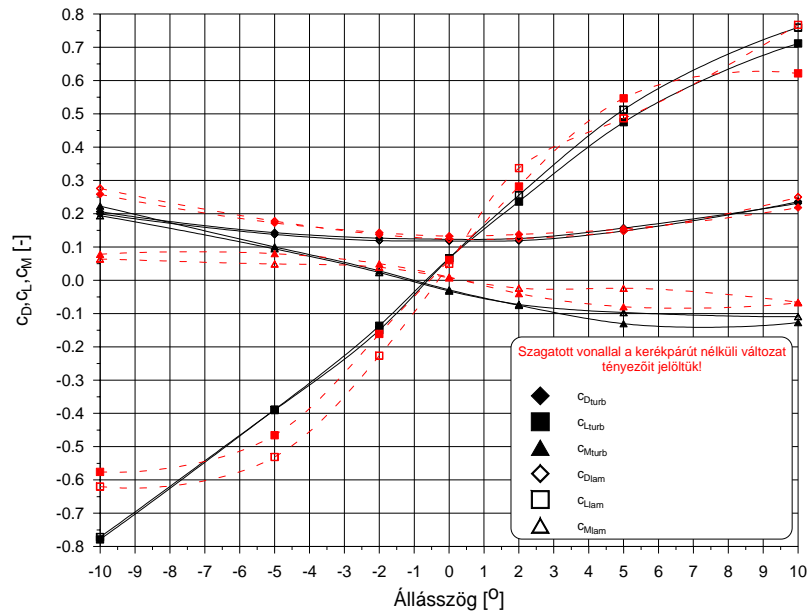
3. A HÍD MODELL STATIKUS ÉS DINAMIKUS MÉRÉSÉNEK EREDMÉNYEI

A mereven rögzített modell és a nagy kivitel körüli áramlások közötti hasonlóság feltétele a modellre és a nagy kivitelre vonatkozó Reynolds szám (2) azonossága.

Tekintettel arra, hogy a modell léptéke 1:70, a levegő kinematikai viszkozitása mind a nagy kivitelnél, mind a modellnél $\nu \cong 15 \cdot 10^{-6}$ m²/s körüli érték, és az atmoszférában lévő szélsébségek és a szélcsatornában lévő megfűvási sebességek közel azonosak, a Reynolds szám azonosságára vonatkozó kritériumok nem tarthatók be. (Ha növelnénk a sebességet, akkor az összenyomható közeg áramlására vonatkozó hasonlósági kritériumba: a Mach szám azonossága feltételbe ütköznénk.) Ismeretes ugyanakkor, hogy különösen élekkel rendelkező, un. tompa testeknél (amelyeknél jelentős szerepe van a határreteg leválásnak) és nagy Reynolds szám értékek esetén az áramlási jelenségek nem függenek lényegesen a Reynolds szám értékétől, azaz kisebb

méret és sebesség esetén is hasonló áramképeket, és ebből adódóan azonos dimenziótlan erő- és nyomástényezőket kapunk.

A nyomástényező eloszlás mérése előtt vizsgálatokat végeztünk annak megállapítására, hogy milyen Reynolds szám (azaz a megfúvási sebesség) érték fölött hanyagolható el a Reynolds szám hatása a mért erő- és nyomástényező értékekre. A méréseket a híd modell $\alpha = 0$ megfúvási irányánál, kis és nagy turbulenciájú áramlásban végeztük.



6. ábra: Az erő- és nyomatéki tényező kerékpárúttal és anélkül mért értékeinek összehasonlítása

A mérés alapján megállapítottuk, hogy a tényezők értéke $Re \geq 500.000$ esetén gyakorlatilag nem változik. Ez a Reynolds szám $v_\infty = 15$ m/s megfúvási sebességnek felel meg. Ezért az erő- és nyomatéki tényezők és nyomásmegoszlás meghatározására szolgáló méréseket $v_\infty = 20$ m/s megfúvási sebességnél végeztük.

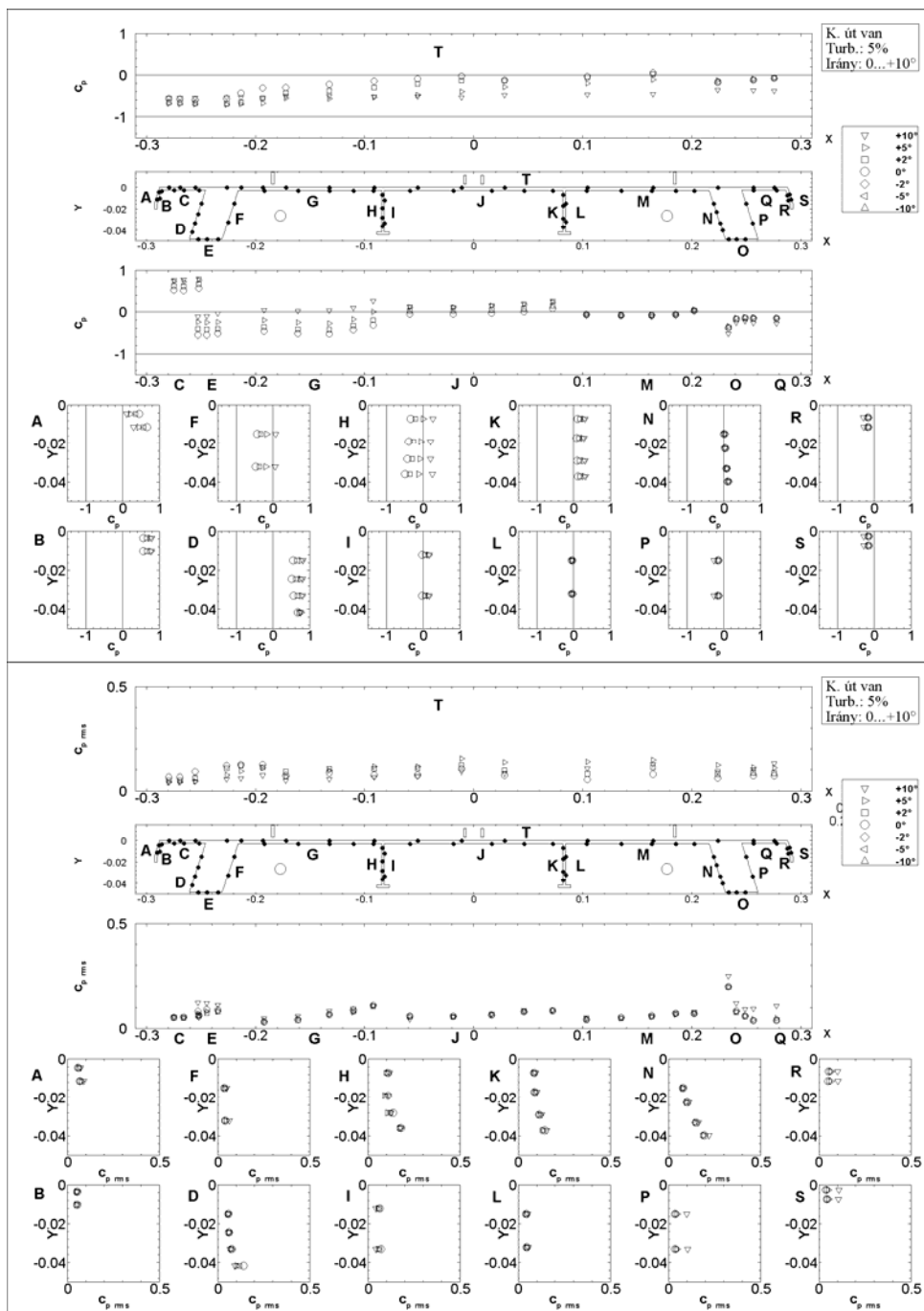
Az erő- és nyomatéki tényezőket $0, \pm 2^\circ, \pm 5^\circ, \pm 10^\circ$ megfúvási szögnél határoztuk meg kerékpárúttal és kerékpárút nélkül (korláttal), két különböző turbulenciafok esetén. A 6. ábrán az erő- és nyomatéki tényezők értékének alakulása látható kerékpárúttal és nélküle az állásszög függvényében.

A görbék alapján az alábbi megállapítások tehetők:

- A turbulenciafok növekedés általában nem gyakorolt jelentős befolyást, változást, hatása kerékpárút nélkül valamivel nagyobb volt.
- A kerékpárút a felhajtó- és ellenállás-erő tényező értékeire csak nagy negatív állásszögek esetén gyakorolt jelentős hatást,
- A kerékpárút a várakozásnak megfelelően a nyomatéki tényezőt befolyásolta a legjobban.

A nyomás (ill. alaki) tényező, és a nyomásingadozásra jellemző c_{prms} eloszlásokat a 7. ábra mutatja be. Az ábra jobb felső sarkában látható az adott esetben a híd modell geometriája (kerékpárúttal), a megfúvás turbulenciája (5%), valamint az

adott diagramban ábrázolt megfúvási szög tartomány (0-+10°). Az ábrákon lévő részdiagramokat a mellékük írt nagybetűk rendelik össze az adott nyomásmérési helyeket tartalmazó híd felület résszel.



7. ábra: Különböző megfúvási szögekhez tartozó alaki tényező és nyomásingadozás eloszlások kerékpárúttal és nagy turbulenciájú áramlás esetén

A 7. ábra és az itt be nem mutatott (alacsony turbulencia, 0...-10°, kerékpárút nélkül), a 7. ábrával azonos szerkezetű diagramok alapján az alábbi megállapítások tehetők:

- a) A híd felső részének szél felőli oldalán nulla, vagy pozitív állásszög esetén depresszió alakul ki, amely annál hosszabban jelentkezik, minél nagyobb az állásszög.
- b) Negatív állásszögek esetén a híd felső részének elején a szögtől függő depresszió, vagy túlnyomás, hátrább a zavartalan áramlással közel megegyező nyomás mérhető.
- c) A főtartó szél felőli oldalán és a kerékpárút alatt pozitív állásszögek esetén nagy túlnyomás, negatív állásszögeknél egyre kisebb nyomás jelentkezik.

A rezonancia lengéseket gerjesztő erőket, a periodikus örvények okozta nyomás és erő ingadozást és ennek jellemzőit (Strouhal szám, amplitúdó) különböző módszerekkel határoztuk meg.

Áramlás láthatóvá tétele olajköddel és lézer síkkal nem mutatott intenzív leváló örvényeket. A sebességingadozást a híd modell mögött különböző magasságokban mértük hődrót anemométerrel, de nem találtunk kifejezett frekvenciát a sebesség teljesítmény sűrűség spektrumában (PSD) $v = 20$ m/s és $\alpha = 0^0$ esetén. A nyomásingadozás PSD diagramja $v = 20$ m/s és $\alpha = 0^0$ -nál, kisebb (λ_m) és nagyobb turbulenciánál ($Tu = 0,5\%$ és $Tu = 5\%$) a hátsó kerékpárút felett és alatt, valamint a szalagkorlátok között a modell felső pontjaiban jellegzetes csúcsot mutat $f = 43/s$ és $53/s$ frekvenciáknál. A fenti frekvenciákkal és $m = 0,045$ m áramlásra merőleges

mérettel a Strouhal számra $Str = \frac{f \cdot m}{v_\infty} = \frac{43 \cdot 0,045}{20} = 0,097$ és $0,12$ adódik. Meglepően

jó egyezést tapasztalhatunk, ha összehasonlítjuk a numerikus szimulációból az áramvonalak „hullámszámból” számított felhajtóerő időbeli ingadozásából $v_\infty = 5$ m/s sebességnél meghatározott Strouhal számokat a 20 m/s sebességnél mérésrel meghatározottakkal:

- az áramvonalak „hullámszámból” számolva: $Str=0,121$,
- a felhajtóerő ingadozás frekvenciájával számolva $Str = 0,108$,
- a nyomásingadozás mérésből: $0,097, 0,120$.

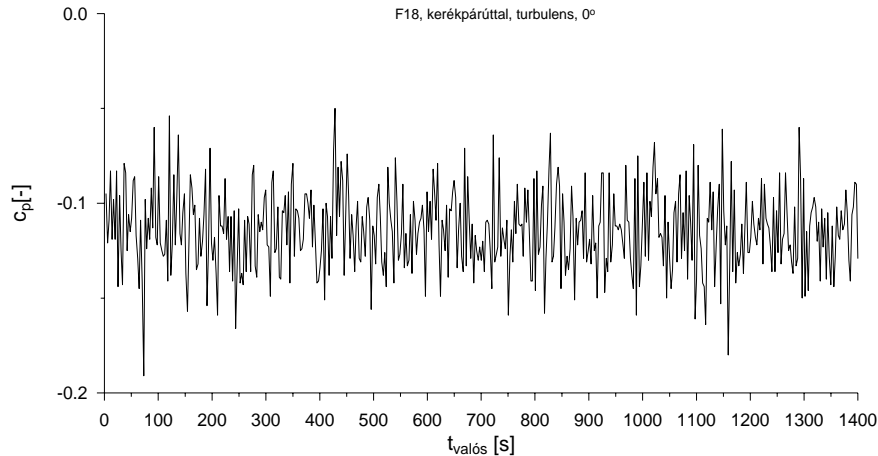
Ha [1] javaslata szerint a híd kétszeres magasságát vesszük jellemző méretnek, akkor az általunk kapott eredmény jól egyezik a rezonancia lengések becslésre használható Strouhal számra a [1] ajánlott $Str = 0,20-0,24$ értékkel.

A frekvencia mellett fontos a várható erő ingadozás nagysága, kétszeres amplitúdója. A szimuláció eredményeként becsültük a függőleges erő kétszeres amplitúdóját: $\Delta c_L \cong 0,1$, amiből számolható a hídra ható felhajtóerő ingadozás mértéke.

A mért nyomásingadozás kétszeres amplitúdóját nem a 200Hz frekvenciával gyűjtött nyomáskülönbségekből, hanem ezek 0,04s periódusra (a nagy kivitelnél 3s-ra) vonatkozó átlagából határoztuk meg. (Rövidebb ideig tartó széllokékre nem reagál a szerkezet). Felrajzolva az ingadozást $\Delta c_p \cong 0,05-0,1$ nyomástényező ingadozást állapíthattunk meg. (8. ábra), ami összhangban van a numerikus szimulációval nyert értékekkel.

Az [1] elméleti megfontolásokra és részletes kísérletsorozatokra támaszkodó módszert ajánl a flutter-lengések kritikus sebességének meghatározására, amelynek

elérésénél, ill. amely felett számolni lehet a lengések létrejöttére. Az [1] 16. ábráján lévő diagramok a szerkezet csillapítása, mérete és tömege paramétereit mellett adja meg az $\varepsilon = \omega_t/\omega_h$ körfrekvencia hányados függvényében (ω_t [1/s] a híd torziós lengésének körfrekvenciája, ω_h [1/s] a híd hajlító lengésének körfrekvenciája) a $v_{krsz}/(\omega_h b)$ számolt kritikus sebesség és a hajlító körfrekvencia és félszélesség szorzatának hányadosát.



8. ábra: A nyomástényező ingadozás a nagy kivitelre átszámolva

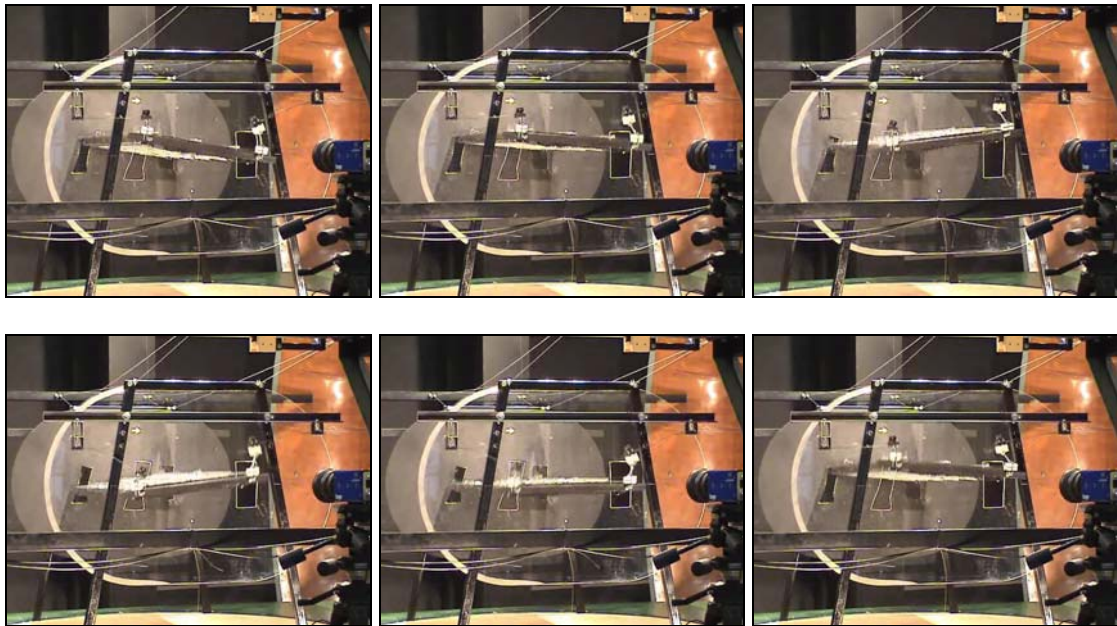
Adott geometriájú hidaknál a valóságos, kísérleti úton meghatározott kritikus sebesség v_{krk} (a sebességek indexében az sz a számítást, a k a kísérletet jelenti) és az elméleti megfontolásokkal kiszámolt kritikus sebesség v_{krsz} a geometriától és a körfrekvencia hányados értékétől függően eltér. Kísérletsorozatokkal határozták meg a kísérleti úton kapott és számított kritikus sebességek hányadosát $\eta = v_{krk}/v_{krsz}$, amelyeket az [1] 17. ábrája mutat be. Feladatunkat úgy értelmeztük, hogy az adott híd geometriára kísérletileg ellenőrizzük e számítási módszer használhatóságát.

A kísérletek elvégzésére híd modellt rugalmasan, lemezzúgókra függesztettük fel. Két különböző konstrukciót alkalmaztunk, mindkettő elve ugyanaz volt: a híd két oldalán 2-2 lemezzúgóhoz rögzítjük a modellt úgy, hogy a lemezzúgók hosszával, ill. súlyok alkalmazásával a függőleges (hajlító) sajátlengés körfrekvencia (ω_h [1/s]), a híd felfüggesztés (a laprúgók) távolságával a torziós sajátlengés körfrekvenciája (ω_t [1/s]) állítható be. A híd modell mozgását a modell felső lapjának négy sarkában elhelyezett gyorsulásérzékelővel mértük, amely egyebek mellett a lengésképre, az amplitúdóra, a frekvenciákra vonatkozó információkat szolgáltatott.

A tervezett híd számított csavaró és hajlító sajátfrekvenciájának $f_t = 0,318$ és $f_h = 0,530$, ismeretében közelítően azonos frekvencia hányadosot állítottunk be a modellnél. A b. felfüggesztésnél $f_t = 2,25$, ill. $f_h = 1,375$, hányadosuk $\varepsilon = f_t/f_h = 1,64$. A felfüggesztés csillapítása viszonylag kicsi $\vartheta = 0,01 - 0,02$ volt.

A szélszárnak vizsgálatot kis áramlási sebességeknél (2 m/s) kezdtük, majd lépcsősen növeltük a sebességet, és mértük a híd modell mozgását. Más esetben a híd modellt adott szélszárnak beállítása után meglengettük, és vizsgáltuk a rezgés lecsengését. 20 m/s sebesség alatt általában kis, legfeljebb néhány mm-es amplitúdójú

lengést tapasztaltunk, 25-30 m/s között több alkalommal igen nagy amplitúdójú flutter lengésbe kezdett a modell. Egy ilyen lengés néhány képét mutatja a 9. ábra.



9. ábra: A híd modell intenzív lengése nagy sebességeknél

A híd modell kisebb és nagyobb amplitúdójú lengéseknél egyaránt az [1]-ben leírtaknak megfelelően a szélesség fele és a modell áramlással szembeforduló oldala között elhelyezkedő tengely körül fordult el. A vizsgálat célja nem ennek a lengésmódnak a megismerése volt, hanem azon kritikus sebességé, amelynél a flutter megindul. Az [1]-ben foglaltakat is figyelembe véve az a szélesség a tekinthető kritikus sebességnek, amelynél

- egy adott f_m domináns frekvenciához kiemelkedő amplitúdó tartozik,
- a domináns frekvenciára fennáll: $1,375 = f_h \leq f_m \leq f_t = 2,25$, azaz a hajlító és a torziós sajátfrekvencia között van a frekvencia, és
- a rezgéskép hasonló a nagyobb sebességek esetén tapasztaltakhoz.

A különböző sebességeknél felvett rezgéseképek és spektrumok alapján látható, hogy a kritikus sebességhez rendelt feltételek $v_\infty = 2,6$ m/s, 5,1 m/s, 5,3, 5,9, 7,8 m/s sebességnél még nem (viszonylag kis amplitúdó, több domináns frekvencia, a nagyobb sebességekhez tartozó rezgésképtől eltérő rezgéskép). 9,9 m/s értékeknél viszont már teljesülnek a fenti kritériumok, így ez az érték adható meg mért kritikus sebességnek. Hasonlítsuk össze a méréssel meghatározott $v_{krk} = 9,9$ m/s és az [1] által megadott módszerrel kiszámolható kritikus sebességet! A szerkezet csillapítására jellemző logaritmikus dekrementum érték esetünkben $\vartheta = 0,01$, ill. 0,02 voltak, ezért $\vartheta = 0$ –hoz tartozó diagramot használjuk. Esetünkben a tehetetlenségi sugár és a híd fél-szélességének hányadosa $r/b = 0,86$. Az 1 m hosszú híd modell tömege $m = 19,8$ kg volt, $b = 0,3$ m-rel és $\rho = 1,2$ kg/m³ levegő sűrűséggel számolva $\mu = m/(\rho \pi b^2) = 58,4$ adódott. Ezekkel és $\varepsilon = \omega_f/\omega_h = 2,25\pi/1,375\pi = 1,64$ körfrekvencia hányados

függvényében az [1] 16. ábrájának bal oldali diagramjából $v_{krsz}/(\omega_h b) = 7$ adódott, amiből a számolt kritikus sebesség $v_{krsz} = 7 v_{krsz} = 7 \cdot 2\pi \cdot 1,375 \cdot 0,3 = 18,14 \text{ m/s}$. Az adott híd geometria és körfekvencia hányados esetén a kísérleti úton és számított kritikus sebességek hányadosa $\eta = v_{krk}/v_{krsz} = 9,9/18,14 = 0,545$.

Megvizsgálva a [1] 17. ábráját, megállapítható, hogy a d. jelű diagramhoz tartozó híd alakok állnak legközelebb a vizsgált híd geometriához, és ezek közül is az S_3 -mal jelzettek. A híd magasságának a szélességéhez viszonyított aránya esetünkben 0,075, amihez és $\varepsilon = \omega_t/\omega_h = 1,64$ -hez a diagram alapján $\eta = v_{krk}/v_{krsz} = 0,58$ tartozik. Az eredmények egyezése kielégítő. A kísérletek alapján tehát megállapítható, hogy a [1]-ben megadott módszer alkalmazható a vizsgált híd esetén.

ÖSSZEFOGLALÁS

A bemutatott kutatás célja a Dunaújvárosnál felépítendő hídra ható áramlási eredetű erők, nyomatékok, valamint a hídon keletkező nyomásmegoszlás, és ezzel az egyes híd elemekre ható erők meghatározása, valamint a híd modell szél hatására létrejövő periodikus gerjesztésének és lengésének elemzése. A feladatot szélcsatornában két különböző turbulenciájú áramlás, ill. különböző sebességű megfűvás mellett végeztük el.

A szélcsatorna mérőterét előkészítettük a híd 1:70 léptékű modelljének fogadására, megterveztük és legyártottuk a híd szekció szélcsatorna modelljét. A híd modellt az áramlás síkáramlás jellegét biztosító véglapok közé erőmérő cellákra függesztettük fel, amelyek számítógép vezérelte mérőrendszer részeként két híd geometria (kerékpárúttal és anélkül), két különböző turbulenciafokú áramlás és különböző híd állásszögek mellett meghatározták a felhajtóerő-, ellenállás- és bólintónyomatéki tényezőket. A híd modell középmeteszében körül 75 mérési pontban valamennyi változatnál mértük az időbeni átlagnyomást és a nyomásingadozást. A híd modell mögött elhelyezett hődrót anemométerrel mértük továbbá a hídról leúszó örvények okozta sebességingadozást. A nyomásingadozás mérések alapján meghatároztuk azok intenzitásának hely szerinti változását, a hídlengést gerjesztő nyomásingadozások frekvenciáját és amplitúdóját.

Végül a híd modellt rugalmas felfüggesztésre erősítve szélcsatorna kísérletekkel megállapítottuk vizsgáltuk, hogy az adott híd geometria és várható torziós és hajlító lengési körfrekvencia esetén használható a szakirodalomban közölt félempirikus módszer a flutter-lengések kritikus sebességének meghatározására.

HIVATKOZÁSOK

- [1] Klöppel K. - Thiele F.: Modellversuche im Windkanal zur Bemessung von Brücken gegen die Gefahr winderregten Schwingungen, *Der Stahlbau*, 36, Heft 12, (1967)